



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학박사 학위 논문

영구자석 발전기와
다이오드 정류기로 구성된
선박용 DC 발전 시스템의 고효율 운전

High-Efficiency Operation of Maritime DC Power System
Consisting of Permanent Magnet Generator and Diode Rectifier

2020 년 7 월

서울대학교 대학원
전기·컴퓨터공학부
손 영 광

초 록

전통적으로 선박의 전력 시스템은 AC 배전 형태로 설계되어 왔다. 그러나 최근 점점 더 많은 선박의 전력 시스템들이 DC 배전 형태로 설계되고 있는데, 이는 DC 배전 시스템을 적용하면 선박 연료 비용을 대폭 절감할 수 있기 때문이다. 현재까지 선박용 DC 배전 시스템의 발전부로는 대부분 계자권선 발전기와 다이오드 정류기의 조합이 적용되고 있는데, 본 논문에서는 기존 발전부 구성 대신 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 구성된 발전부 조합을 제안한다. 제안하는 시스템의 장점은 기존 시스템보다 효율과 신뢰성이 높다는 점이다.

제안하는 방식의 발전부 조합이 자세히 연구되지 않았던 주요한 이유는 제안한 방식으로 발전부를 구성하면 직류단 전압을 일정하게 제어할 수 없거나 엔진의 최적효율 운전을 포기해야한다고 여겨졌기 때문이다. 본 논문에서는 현재까지 작성된 대부분의 표준 문서에서 허용하는 정상상태 전압 변동 $\pm 10\%$ 를 고려하여, 제안한 발전부 구성으로도 엔진발전기가 대부분의 부하 영역에서 최적효율 운전점에서 운전될 수 있음을 보였다. 그리고 5MW급 엔진발전기의 경우 연간 70 ~ 90톤의 연료 (45,000 ~ 65,000 달러)를 절감할 수 있음을 보였다.

본 논문에서는 제안한 발전부 회로를 AC 회로로 근사하여 영구자석 발전기의 역기전력, 인덕턴스 등의 제정수 변화에 따른 엔진발전기 운전 가능 영역의 변화 경향을 분석하였고, 시뮬레이션과 축소 실험을 통하여 이론적인 분석의 타당함을 검증하였다. 또한 제안하는 시스템의 보호 계전 방식을 제안하고 이를 시뮬레이션으로 검증하였으며, 과전압 억제를 위한 VPL (Voltage Peak Limiter) 회로, V-P 드롭 방식에 기반한 병렬 운전 제어, PMS 기능 등을 시뮬레이션과 실험으로 검증하였다.

추가적으로 제안하는 발전부 조합에서 직류단 전압이 수십 % 가변할 수 있도록 DC 배전 시스템을 설계한다면 대부분의 운전 시간 동안 부하 컨버터의 효율이 증가할 뿐 아니라 엔진발전기의 가변속 운전폭이 넓어지고 발전기 파라미터에 관계 없이 엔진의 최적효율 운전이 가능해져 추가적인 효율 개선이 가능함을 보였다.

주요어: DC 계통, 전기 추진 선박, 영구자석 발전기, 다이오드 정류기

학 번: 2014-21639

목 차

제 1장 서론.....	1
1.1 연구의 배경.....	1
1.2 연구의 목적 및 기존 연구의 한계.....	8
1.3 논문의 구성.....	1 2
제 2장 선박용 DC 배전 시스템의 설계 기준 및 구성.....	1 3
2.1 선박용 전력 시스템의 설계 기준.....	1 5
2.1.1 신뢰성.....	1 5
2.1.2 부피/무게.....	1 8
2.1.3 경제성 – 연료 비용 절감.....	1 9
2.2 DC 배전 시스템 전압 규정 및 대상 계통도.....	2 2
2.2.1 선박용 DC 배전 시스템 전압 규정.....	2 2
2.2.2 대상 계통도.....	2 5
2.3 선박용 DC 시스템의 구성 요소.....	2 8
2.3.1 엔진-발전기-정류기 (발전부).....	2 8
2.3.2 선박 부하.....	3 2
2.3.3 보호 계전 시스템.....	3 5
2.3.3.1 1단계: SSCB.....	3 6
2.3.3.2 2단계: 반도체 퓨즈.....	3 8
2.3.3.3 3단계: 여자 소거 회로.....	4 0
2.3.4 에너지 저장 장치.....	4 1
2.3.5 PMS.....	4 4
제 3장 제안하는 DC 선박 계통의 발전부 구성.....	4 7
3.1 DC 선박 계통의 발전부 구성.....	4 8
3.2 제안하는 시스템의 엔진-발전기 운전 영역.....	5 3
3.2.1 발전기 파라미터에 따른 운전 영역.....	5 4
3.2.1.1 AC 기본파 근사 회로.....	5 4
3.2.1.2 AC 기본파 근사 회로 – 돌극성 고려.....	6 4
3.2.2 제안하는 시스템의 운전영역과 엔진 연비 지도 (SFOC map) 비교	

- AC 기본과 근사 회로	6 8
3.2.2.1 디젤엔진의 연비 지도와 최적 효율 운전점 (OOL).....	6 8
3.2.2.2 엔진 연비 지도와 AC기본과 근사 회로의 운전 영역 비교	7 0
3.2.3 다이오드 정류 부하 시뮬레이션.....	7 2
3.3 제안한 시스템의 연료 절감율	7 7
3.4 제안하는 시스템의 보호 계전	8 1
3.4.1 2단계: 반도체 퓨즈 - 배전반 내 사고 지점의 선택적 차단.....	8 2
3.4.2 3단계: 조속기 정지와 제동 토크 - 발전부 보호.....	8 8
3.5 제안하는 시스템의 제어 전략.....	1 0 1
3.5.1 전압 제어기.....	1 0 1
3.5.2 Voltage Peak Limiter (VPL) 및 에너지 저장 장치.....	1 1 6
3.5.3 병렬 운전을 위한 드롭 제어.....	1 2 1
3.5.4 PMS 운전 시나리오 구현.....	1 3 3
제 4장 DC 전압을 가변하는 선박 계통	1 4 4
4.1 제안하는 전력 시스템의 구조와 장점	1 4 5
4.2 제안하는 시스템의 엔진-발전기 운전 영역.....	1 5 1
4.3 제안하는 시스템의 보호 계전	1 5 6
4.4 제안하는 시스템의 제어와 PMS 운전 시나리오 구현	1 6 1
제 5장 축소 실험	1 7 2
5.1 축소 실험 세트의 구성	1 7 2
5.2 축소 실험 결과.....	1 8 0
5.2.1 직류단 전압 일정 시스템 (120 V ~ 140 V)	1 8 0
5.2.2 직류단 전압 가변 시스템 (80 V ~ 140 V)	1 8 9
제 6장 결론 및 향후 과제	1 9 7
6.1 결론.....	1 9 7
6.2 향후 과제.....	2 0 3
참고 문헌.....	2 0 6
Abstract	2 1 3

그림 목차

그림 1.1 기계식 추진 시스템과 전기 추진 시스템	1
그림 1.2 대표적인 DC 전기 추진 선박들 [37]-[40]	4
그림 1.3 AC 전기 추진 선박과 DC 전기 추진 선박의 예시 [41]	5
그림 1.4 풍력 발전시스템에서의 영구자석 발전기와 다이오드 정류기 예시 [52]	1 0
그림 1.5 3상 AC 전원이 정류기로 정류될 때, AC와 DC 변수의 관계 [55]	1 1
그림 2.1 NKT Victoria 호 (DP Class 3) 의 풍향에 따른 위치 제어 한계 풍속 [40]	1 3
그림 2.2 DP 3 시스템의 예시 [65]	1 6
그림 2.3 중형 선박의 선박 대여 비용과 연료 비용 비교 (1990년~2012년) [42]	2 0
그림 2.4 AD158TI의 연비 지도와 배전 방식에 따른 엔진의 운전점 [67]	2 1
그림 2.5 AD158TI의 배전 방식에 따른 엔진 연비 비교	2 1
그림 2.6 AC 계통의 전압 변동 규격 - ITI (CBEMA) Curve [68]	2 2
그림 2.7 [74] 에서 제안된 DC 배전 시스템의 과도 상태 전압 변동 기준	2 4
그림 2.8 본 논문의 대상 DC 전력 시스템 구성	2 7
그림 2.9 DC 전력 시스템의 발전부 구성 (엔진-발전기-정류기)	2 8
그림 2.10 엔진 조속기의 속도 제어 블록도	3 0
그림 2.11 DC 전력 시스템의 기존 발전부 구성 방식	3 1
그림 2.12 자동 전압 조정기 (AVR) 의 전압 제어 블록도	3 2
그림 2.13 Caterpillar 社 6~8 MW 급 디젤 발전기의 부하 변화율 제한 예시 [88]	3 4
그림 2.14 SSCB 회로 모델	3 7
그림 2.15 단락 사고 시 SSCB 동작 시뮬레이션 (사고전 정상 전류 1000 A).	3 8
그림 2.16 반도체 퓨즈를 활용한 단락 사고 지점 선택적 차단 원리	3 9
그림 2.17 엔진발전기의 속도에 따른 최대출력 및 예비력 예시 [76]	4 2
그림 2.18 캐스캐이드 형태의 에너지저장장치 (ESS) 전압/전류 제어기	4 3
그림 2.19 PMS 구성 예시 [89]	4 4
그림 2.20 DC 시스템의 접속 모듈 (connection box)	4 5
그림 2.21 PMS 순서도 예시를 설명하기 위한 DC 배전 시스템 회로도	4 6
그림 2.22 PMS 순서도 및 양측 발전기 운전점 변화 - 배전반 동기화	4 6

그림 3.1 제안하는 발전부 구성: 영구자석 발전기와 다이오드 정류기.....	4 8
그림 3.2 4MW급 계자권선 발전기와 영구자석 발전기의 효율 [97].....	5 0
그림 3.3 제안하는 발전부 구성의 회로도	5 5
그림 3.4 3상 다이오드 정류기 도통 모드 [57].....	5 5
그림 3.5 정류 부하를 AC 기본파로 근사한 상 등가 회로와 페이저(phasor)도	5 5
그림 3.6 정격 속도 운전시, 부하에 따른 발전기 단자 전압 변화.....	5 7
그림 3.7 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역	5 9
그림 3.8 엔진발전기 속도가 k 일 때, 전압 오차 $\pm 10\%$ 내의 운전점들	6 2
그림 3.9 per-unit 인덕턴스에 따른 일정 전압 범위 내 엔진발전기 운전 영역	6 2
그림 3.10 발전기 정격 전압에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{p.u.} 80\%$).....	6 3
그림 3.11 돌극성과 권선 저항을 고려한 정상상태 공간 벡터 다이어그램 - 회전자 동기좌표계	6 4
그림 3.12 돌극성을 고려하였을 때 per-unit 인덕턴스 변화에 따른 엔진발전기 운전 영역 (a) d축 인덕턴스 (b) q축 인덕턴스.....	6 7
그림 3.13 비레턴 엔진 발전기 연비 지도와 최적 효율 운전점	6 9
그림 3.14 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진 발전기 운전점 ($V_{base} = 1050\text{ V}$).....	7 1
그림 3.15 제안한 시스템으로 OOL 운전시 부하율에 따른 연비 절감율	7 1
그림 3.16 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진 발전기 운전점 시뮬레이션 결과	7 3
그림 3.17 AC 근사 회로 (그림 3.9)와 시뮬레이션 (그림 3.16)의 비교	7 4
그림 3.18 d,q 인덕턴스 변화에 따른 엔진 발전기 운전 영역	7 5
그림 3.19 역기전력 설계치 보정 계수 $K_{E,comp}$ 에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{d,pu} = 60\%$, $L_{q,pu} = 80\%$)	7 6
그림 3.20 제안 시스템과 엔진 최적효율 운전점의 비교	7 7
그림 3.21 기존 시스템 대비 제안한 시스템의 연료 절감율	8 0
그림 3.22 DP 선박들의 운전 프로파일 [101]-[103].....	8 0
그림 3.23 DC 전력 시스템의 주 배전반 1 단선도	8 4
그림 3.24 주 배전반 1 의 2단계 보호계전 시뮬레이션 회로 (PLECS)	8 4
그림 3.25 배전반 단락 사고 예시	8 5
그림 3.26 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t	8 6
그림 3.27 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t	8 7
그림 3.28 발전기 무부하 시, 엔진 제동토크에 의한 감속 시뮬레이션 결과..	8 9

그림 3.29 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 - 엔진 속도, 제동 토크	9 5
그림 3.30 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 - dq 전류와 상전류	9 5
그림 3.31 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 (확대)	9 7
그림 3.32 단락 사고 전류를 고려한 다이오드 정류기 시뮬레이션 모델	9 9
그림 3.33 다이오드 전류(그림 3.32의 D19)와 다이오드 정격값의 비교	1 0 0
그림 3.34 P- ω 평면 상 직류단 전압 (표 3.4의 발전기 - L_{d_pu} 60 %, L_{q_pu} 80 %)	1 0 2
그림 3.35 제안한 시스템의 조속기 속도 제어 블록도	1 0 2
그림 3.36 V-P 평면 상 엔진발전기 속도 (표 3.4의 발전기 - L_{d_pu} 60 %)	1 0 4
그림 3.37 V-P 평면 상 엔진발전기 연비 지도 (표 3.4의 발전기 - L_{d_pu} 60 %)	1 0 5
그림 3.38 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 블록도	1 0 5
그림 3.39 전압 제어기 동특성 확인을 위한 시뮬레이션 모델	1 0 8
그림 3.40 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 동특성 ($P_{Load} = 1$ MW)	1 1 0
그림 3.41 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 동특성 ($P_{Load} = 4$ MW)	1 1 0
그림 3.42 조속기 전압 제어 동특성 - 엔진 시지연 100ms ($P_{Load} = 1$ MW) ..	1 1 1
그림 3.43 조속기 전압 제어 동특성- 엔진 시지연 100ms ($P_{Load} = 4$ MW)	1 1 1
그림 3.44 제안한 시스템의 최적효율 운전 제어, P- ω 평면 운전점, V-P 평면	1 1 4
그림 3.45 부하 계단 변화 (10%) 시의 전압 제어기 응답	1 1 5
그림 3.45 부하 계단 탈락 시뮬레이션	1 1 6
그림 3.46 P- ω 평면 상 직류단 전압 (표 3.4의 발전기)-부하 탈락 시 전압 상승폭	1 1 7
그림 3.47 VPL 용 브레이크 초퍼 저항의 회로 내 연결	1 1 8
그림 3.48 VPL 용 브레이크 초퍼 저항 [107]	1 1 8
그림 3.49 R_{VPL} 이 적절히 설계되었을 때의 VPL 동작 예시	1 1 9
그림 3.50 R_{VPL} 이 작게 설계되었을 때의 VPL 동작 예시 (잘못된 설계)	1 1 9
그림 3.51 부하 계단 탈락 시뮬레이션 (VPL 적용)	1 2 0
그림 3.52 Open bus-tie 운전과 closed bus-tie 운전의 발전기 부하율 비교	1 2 2
그림 3.53 배전 방식별 open bus-tie 운전 대비 closed bus-tie 운전의 연료 절감율	1 2 2

그림 3.54 발전기 속도가 일정할 때 단자 전압에 따른 정상상태 발전기 출력	1 2 6
그림 3.55 병렬 운전 시뮬레이션 회로 모델	1 2 7
그림 3.56 드롭 제어를 적용한 제안한 시스템의 병렬 운전 전압 제어 블록도	1 2 7
그림 3.57 병렬 운전 시 V-P 평면 상 직류단 전압 지령 테이블	1 2 8
그림 3.59 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (식 (3.50)의 DC 이득 보상항 미적용)	1 3 0
그림 3.60 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (식 (3.50)의 DC 이득 보상항 적용)	1 3 2
그림 3.61 PMS 시나리오 설명을 위한 제안하는 시스템의 회로도	1 3 3
그림 3.62 시나리오 1 순서도 : Open bus-tie 운전 모드	1 3 5
그림 3.63 시나리오 2 순서도 : Closed bus-tie 운전 모드 – 무부하에서 SSCB 연결 후 부하 공급	1 3 7
그림 3.64 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과	1 3 8
그림 3.65 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면 운전점 확인)	1 3 9
그림 3.66 시나리오 3 순서도 : Open bus-tie \rightarrow Closed bus-tie 운전 모드 전환	1 4 1
그림 3.67 Open bus-tie 운전 모드 \rightarrow Closed bus-tie 운전 모드 전환시, 시뮬레이션 결과	1 4 2
그림 3.68 Open bus-tie 운전 모드 \rightarrow Closed bus-tie 운전 모드 전환시, 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면에서의 엔진발전기 운전점 변화)	1 4 3
그림 4.1 직류단 전압을 가변하는 선박용 전력 시스템의 회로도	1 4 6
그림 4.2 제안하는 회로의 DCDC 컨버터 구성 및 연결도	1 4 6
그림 4.3 직류단 전압에 따른 IGBT 소자의 스위칭 손실 [110]	1 4 7
그림 4.4 VFD 부하율에 따른 VFD 구동을 위한 최소 직류단 전압 ($V_{dc,min,VFD}$)	1 4 9
그림 4.5 DP 선박의 추진 부하 (VFD), 일반 부하 (CVCF)의 부하 확률 분포 예시	1 5 0
그림 4.6 가변 전압 시스템에서 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역	

(AC 기본과 근사 회로, 식 (3.18)).....	1 5 1
그림 4.7 가변 전압 시스템에서 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역 (시뮬레이션).....	1 5 2
그림 4.8 역기전력 설계치 보정 계수 $K_{E,comp}$ 에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{d,pu} = 60 \%$, $L_{q,pu} = 80 \%$).....	1 5 5
그림 4.9 제안하는 시스템의 주배전반 1 단선도	1 5 6
그림 4.10 2단계 보호계전 시뮬레이션 회로 (PLECS) 와 단락 사고 예시 ...	1 5 8
그림 4.11 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t	1 5 9
그림 4.12 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t	1 6 0
그림 4.13 P- ω 평면 상 직류단 전압 ($L_{d,pu} 60 \%$, $L_{q,pu} 80 \%$, $K_{e,comp} 1.05$).....	1 6 1
그림 4.14 제안한 시스템의 제어 블록도 (직류단 가변 시스템).....	1 6 2
그림 4.15 V-P 평면 상 엔진발전기 속도 ($L_{d,pu} 60 \%$, $L_{q,pu} 80 \%$, $K_{e,comp} 1.05$)..	1 6 2
그림 4.16 $V_{dc,min}$ 설정값에 따른 V-P 평면 상 최적효율 운전점	1 6 3
그림 4.17 제안한 시스템의 open bus-tie 운전 모드 (엔진발전기 단일 운전), P- ω 평면 운전점, V-P 평면.....	1 6 5
그림 4.18 PMS 시나리오 2 병렬 운전 시뮬레이션 결과.....	1 6 7
그림 4.19 PMS 시나리오 2 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면)	1 6 8
그림 4.20 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과	1 7 0
그림 4.21 Open bus-tie 운전 모드 \rightarrow Closed bus-tie 운전 모드 전환시, 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면에서의 엔진발전기 운전점 변화).....	1 7 1
그림 5.1 축소 실험 세트 회로도 (3 장 - 직류단 전압 일정 시스템).....	1 7 3
그림 5.2 축소 실험 세트 회로도 (4 장 - 직류단 전압 가변 시스템).....	1 7 3
그림 5.3 축소 실험 세트 구성도	1 7 6
그림 5.4 축소 실험 세트 배전반 전체 사진	1 7 7
그림 5.5 접속 모듈 사진 및 구성	1 7 9
그림 5.6 파워 스택 사진 및 구성	1 7 9
그림 5.7 축소 실험 세트 발전기의 운전 가능 영역 및 운전점 설정 (직류단 전압 일정 시스템).....	1 8 1
그림 5.8 PMS 운전 시나리오 1 (발전기 단일 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템	1 8 3

그림 5.9 발전기 1 단일 운전 중 부하 계단 탈락 시 VPL 적용 유무에 따른 전압 변동	1 8 4
그림 5.10 PMS 운전 시나리오 2 (발전기 병렬 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템	1 8 6
그림 5.11 PMS 운전 시나리오 3 (open bus-tie 모드 → closed bus-tie 모드 절환) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템	1 8 8
그림 5.12 축소 실험 세트 발전기의 운전 가능 영역 및 운전점 설정 (직류단 전압 가변 시스템).....	1 9 0
그림 5.13 PMS 운전 시나리오 1 (발전기 단일 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템	1 9 2
그림 5.14 PMS 운전 시나리오 2 (발전기 병렬 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템	1 9 4
그림 5.15 PMS 운전 시나리오 3 (open bus-tie 모드 → closed bus-tie 모드 절환) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템	1 9 6

표 목차

표 2.1 IMO의 DP Class 인증 기준 주요 항목 [61]	1 7
표 2.2 IEEE Std 1662™-2016의 DC 배전 시스템 전압 변동 표준 [69]	2 3
표 2.3 AC 시스템의 정격 전압에 따른 발전기/부하 및 버스 최대 출력 [27].	2 6
표 3.1 DC 배전 시스템의 발전부 구성에 따른 장단점 비교	4 9
표 3.2 대형 영구자석 발전기 파라미터 예시	5 9
표 3.3 d축, q축 인덕턴스 변화에 따른 역기전력 설계치 변화 민감도.....	6 6
표 3.4 시뮬레이션: 5 MW 엔진 발전기 파라미터	7 7
표 3.5 반도체 퓨즈 시뮬레이션의 회로 파라미터	8 5
표 5.1 축소 실험 세트의 실험 장비 구성	1 7 4

제 1장 서론

1.1 연구의 배경

선박의 추진 시스템은 크게 그림 1.1 (a)의 기계식 추진 시스템과 그림 1.1 (b)의 전기 추진 시스템으로 구분할 수 있다. 기계식 추진 시스템은 추진 기관과 발전 기관이 완전히 분리되어 있는 반면, 전기 추진 시스템은 추진 기관과 발전 기관이 통합되어 있는 통합 전력 시스템 (Integrated Power System, IPS) 으로 구성된다. 기존의 대부분 선박은 기계식 추진 시스템으로 설계되어 왔는데, 기계식 추진 선박의 대표적인 장점은 추진 기관과 발전 기관이 분리되어 있기 때문에 상대적으로 설계가 간편하다는 점과 설치 비용이 낮다는 점이다. 뿐만 아니라 대형 컨테이너선과 같이 전기 부하와 추진 부하의 운용 프로파일 (profile) 이 대부분의 시간 동안 일정한 경우에는 연료 효율 측면에서도 기계식 추진 선박이 전기 추진 선박에 비하여 유리할 수 있다. 그림에도 불구하고 전기기기 및 전력 반도체 기술과 산업이 발전함에 따라 지난 수십년간 전기 추진 시스템이 점차 많이 도입되고 있는 추세이다. 특히 기계식 추진 선박의 단점이 부각되는 몇몇 선종에 한해서는 이미 전기 추진 시스템이 종래의 기계식 추진 시스템을 대체하는 설계 방식의 주류로 자리 잡았다 [1]-[8].

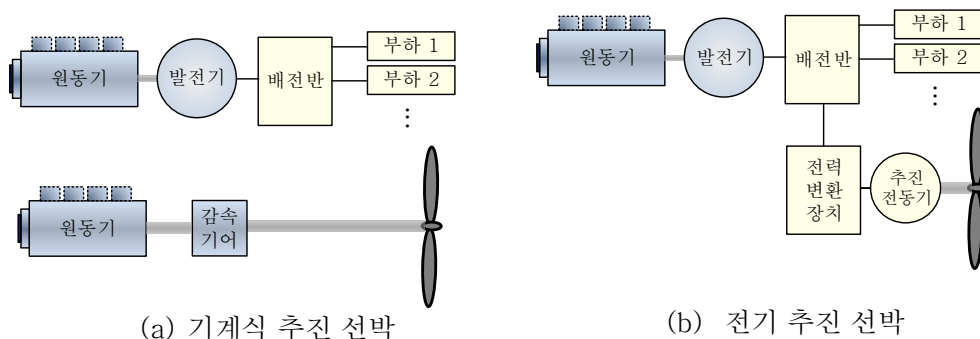


그림 1.1 기계식 추진 시스템과 전기 추진 시스템

기계식 추진 선박의 대표적인 단점들을 정리하자면 다음과 같다.

첫 째, 중·저속 운항 시 추진용 원동기(prime mover)의 경부하 운전이 불가피하다 [9]-[12]. 이는 선박의 추진 출력이 선박 속도의 약 세제곱에 비례하기 때문인데, 예를 들어 선박 속도가 정격 속도의 절반이라면 추진용 원동기의 부하율은 약 12.5 % 수준에 불과하여 원동기가 매우 낮은 부하율에서 운용된다. 원동기의 경부하 운전은 원동기의 연비를 악화시킬 뿐 아니라, 장시간 경부하 운전이 지속되면 원동기의 유지 보수에도 문제를 일으킬 수 있다. 대표적으로 디젤 엔진의 경우에는 보통 20 % 이하 부하율에서 수 시간 이상의 연속 운전이 금지되어 있고, 20 % 이하 부하율에서 일정 시간 이상 연속 운전된 후에는 70 % 혹은 80 % 이상 부하율에서의 운전이 강제된다 [13]-[14].

둘 째, 설치되는 원동기의 개수 혹은 용량이 최적화되지 못한다 [15]-[16]. 기계식 추진 선박에서는 추진 기관과 발전 기관이 분리 되어 있기 때문에 최대 선박 속도를 고려하여 추진용 원동기의 용량을 산정하고, 또 별개로 최대 전력 부하를 고려하여 발전용 원동기의 용량을 산정해야 한다. 특별히 전력 부하와 추진 부하의 크기가 비등한 선박의 경우에 원동기의 개수 혹은 용량이 지나치게 커질 수 있다.

셋 째, 선박의 조종 동적 특성 (ship maneuvering dynamics) 이 나쁘다 [17]-[19]. 특히 선박의 위치 (position) 혹은 방향 (heading) 을 제어해야 하는 DP (dynamic positioning) 운전 모드가 존재하는 DP 선박의 경우, 가변 피치 프로펠러(controllable-pitch propeller, CPP)로 프로펠러의 회전 속도 및 선박 속도를 제어하는 기계식 추진 방식으로는 제어 성능의 한계가 있어 부분적으로라도 DP 운전 모드를 위한 전기 추진 시스템을 탑재하여야 한다.

종합하면 중·저속 운항 비율이 높거나 전력 부하가 큰 선박에서 기계식 추진 선박의 단점들이 두드러지며, 이는 전기 추진 시스템을 적용함으로써 극복할 수 있다. 이러한 이유로 전기 추진 시스템이 적용되고 있는 대표적인 선종으로는 함정 (warship), 크루즈선 (cruise ship), 페리 (ferry), DP 선박, 해양 작업 지원선 (offshore supply vessel), 케이블

설치선 (cable-laying vessel), 그 외의 특수 목적 선박들이 있다 [20]-[24]. 단, 컨테이너선 (container ship) 혹은 원유운반선 (crude-oil carrier) 과 같이 대부분의 시간 동안 전기·추진 부하 프로파일이 일정한 경우에는 기계식 추진 방식이 설계 비용, 설치 비용, 그리고 연료비용 모두 전기식 추진 방식보다 유리할 수 있으므로, 선박의 부하 프로파일과 설계 기준 등을 적절히 고려하여 추진 체계 방식을 결정하여야 한다.

다음으로 기계식 추진 시스템과 대비되는 전기 추진 시스템의 장점들을 간략하게 정리하면 다음과 같다. 앞서 기술한 바와 같이 전기 추진 시스템의 장점들은 중·저속 운항 비율이 높거나 전력 부하가 큰 선박에서 두드러지게 나타난다 [20].

첫 째, 원동기 설치 개수와 설치 용량의 최적화가 가능하다 [15]-[16]. 전기 추진 시스템에서는 추진 시스템이 전력 시스템에 통합되기 때문에, 추진 부하와 (추진 외) 전기 부하의 부하 프로파일을 종합적으로 고려하여 원동기 설계를 최적화 할 수 있다. 결과적으로 엔진룸의 크기를 최소화하여 선박 내 여유 공간을 확보할 수 있으며, 원동기의 부하율을 전반적으로 끌어올릴 수 있어 연료 효율을 개선할 수 있다.

둘 째, 선박의 조종 동적 특성을 크게 개선할 수 있다 [17]-[19]. 이는 전동기와 고정 피치 프로펠러 (fixed-pitch propeller) 조합의 제어 동특성이 가변 피치 프로펠러의 제어 동특성보다 월등히 뛰어나기 때문이다. 선박이 감속할 때에는 전동기를 통하여 선박의 운동 에너지를 전기 에너지로 회생(regeneration) 한 후 전력 부하에 공급하거나 제동 저항 (dynamic braking resistor) 에서 열로 소모할 수도 있다. 선박의 조종 동적 특성의 향상으로 인해, 전기 추진 선박을 적용하면 비상 정지(crash stop) 거리를 대폭 줄일 수 있다. 또한, 같은 원리로 DP 운용 모드에서의 선박 위치 제어 동특성이 향상된다.

셋 째, 선박의 전체적인 연료 효율이 개선된다 [9]-[12]. 원동기의 연비는 정격부하 부근에서 가장 뛰어나며 경부하일수록 악화되는 경향이 있는데, 전기 추진 시스템에서는 상시 필요한 부하 크기를 계산하여 최적의 개수의 엔진발전기를 투입할 수 있기 때문에 원동기의 부하율이

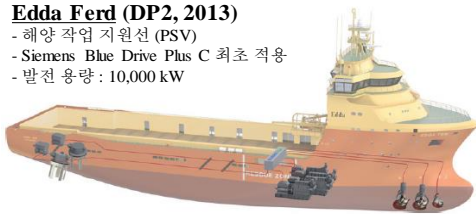
크게 개선되고 선박의 연료 효율이 개선된다.

이 외에도 전기 추진 시스템은 원동기 배치가 자유롭고 [25], 고장에 대비한 다중화 설계에 유리하고 [26]-[30], 배터리 추진 모드 (zero-emission mode) 의 적용이 가능하고 [31]-[33], 선박 내 정숙성이 개선되고 [25], 자동화 [34]-[35], 유지보수 [36] 등에 용이하다는 장점들이 있다. 이와 같은 전기 추진 선박의 장점으로 인하여 점차 많은 선박들에 전기 추진 시스템이 적용되어 오고 있다.

전통적으로 전기 추진 시스템은 AC 배전 방식으로 설계되어 왔지만, 2010 년대부터는 DC 배전 방식의 전기 추진 시스템이 활발히 연구되고 또 산업계에 적용되고 있다. 대표적으로 알려진 DC 배전 전기 추진 선박은 그림 1.2에 나타난 바와 같은데, 대부분의 조선사들은 아직 DC 배전 시스템을 설계할 역량을 갖추지 못하여 대부분의 실적을 업계 선두 주자인 (주) Siemens와 (주) ABB가 차지하고 있다. 그림 1.2의 Edda Ferd와 Edda Freya는 (주) Siemens가, 그림 1.2의 Dina Star와 NKT Victoria 는 (주) ABB가 전력 시스템을 설계하였다.

Edda Ferd (DP2, 2013)

- 해양 작업 지원선 (PSV)
- Siemens Blue Drive Plus C 최초 적용
- 발전 용량 : 10,000 kW



Dina Star (DP2, 2013)

- 해양 작업 지원선 (PSV)
- ABB Onboard DC Grid 최초 적용
- 발전 용량 : 10,400 kW



Edda Freya (DP3, 2016)

- 해양플랜트 지원 선박 (OSV)
- Siemens Blue Drive Plus C
- 발전 용량 : 17,700 kW

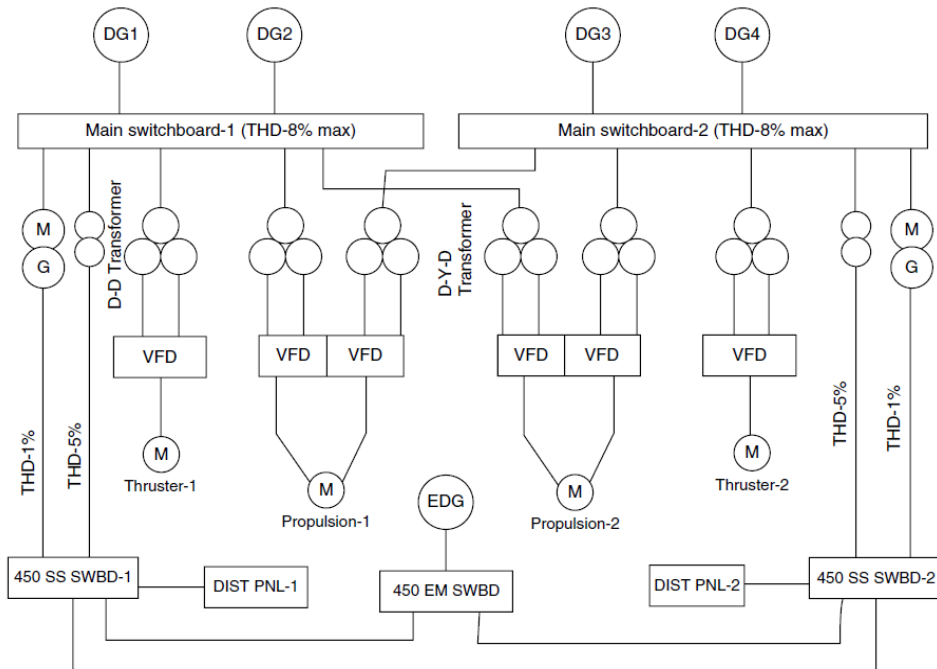


NKT Victoria (DP3, 2017)

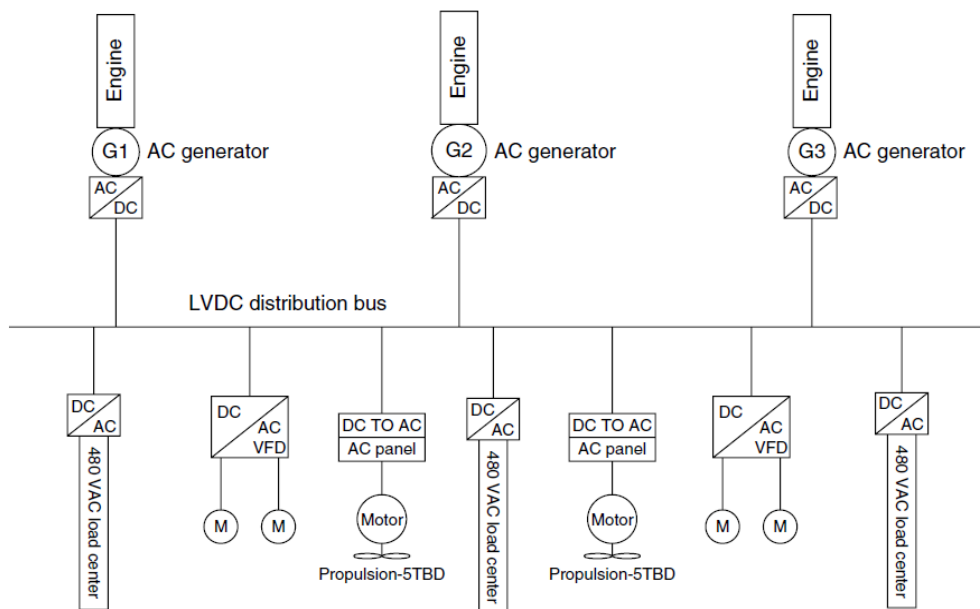
- 케이블 설치선 (Cable-laying vessel)
- ABB Onboard DC Grid 적용
- Ship of the Year 2017
- 발전 용량 : 13,400 kW



그림 1.2 대표적인 DC 전기 추진 선박들 [37]-[40]



(a) AC 배전 전기 추진 선박



(b) DC 배전 전기 추진 선박

그림 1.3 AC 전기 추진 선박과 DC 전기 추진 선박의 예시 [41]

전기 추진 선박의 AC 배전 시스템과 DC 배전 시스템의 대표적인 단선도(single line diagram)는 그림 1.3에 나타난 바와 같으며, AC 배전 시스템과 비교하였을 때 DC 배전 시스템의 특징은 다음과 같이 정리할 수 있다 [42]-[48].

첫 째로, AC 배전 시스템에서는 주파수, e.g. 50 Hz, 60 Hz, 를 일정하게 제어하기 위하여 엔진발전기의 속도가 부하율에 관계없이 정격속도에서 운전되어야 하는 반면, DC 배전 시스템에서는 발전기 출력 주파수가 일정하지 않아도 되기 때문에 엔진발전기의 속도가 자유롭게 변동될 수 있다. 따라서 DC 배전 시스템에서는 부하의 크기에 따라 엔진발전기 속도를 가변하여 엔진이 최적효율 운전점 (Optimal Operating Line, OOL) 을 따라 운전하도록 제어할 수 있다. 중저속 디젤 엔진발전기 (≤ 1000 r/min) 의 경우, 가변속 운전으로 인한 연료 절감량이 약 20 %, 고속 디젤 엔진 (≥ 1500 r/min) 의 경우 가변속 운전으로 인한 연료 절감량이 약 40 %에 달한다고 알려져 있다 [42]. DC 배전 시스템의 가변속 운전은 엔진 연비를 개선하는 것 외에도 유지 보수 비용을 저감하고 (~ 30 %), 선내 소음을 저감하고 (~ 5 dB), 전부하 영역에서 NO_x 배출량을 저감할 수 있다는 이점들을 가지고 있다. DC 배전 시스템의 엔진발전기 가변속 운전에 대해서는 2 장에서 더욱 자세히 기술한다.

둘 째로, 그림 1.3에서 확인할 수 있는 바와 같이 AC 배전 시스템에서는 추진 부하 정류기 측에 대형 다권선 변압기가 설치되어야 하는 반면, DC 배전 시스템에서는 다권선 변압기가 설치되지 않는다. AC 배전 시스템에서 추진 부하 측에 변압기가 설치 되는 이유는 표준 단체 (선급) 의 규정, e.g. IEEE-519-1992, MIL-STD-1399-680 등, 에 따라 AC 배전반의 전압 전고조파왜율 (Total Harmonic Distortion, THD) 을 일정 수준 이하로 제한해야 하기 때문이다. 반면, DC 배전 시스템에서는 발전기 측의 THD에 특별한 제한이 없다. 따라서 무겁고 부피, 소음이 크며 유지보수가 필요한 다권선 변압기를 설치할 필요가 없다. 단, 다이오드 정류 부하에 의한 고조파를 발전기가 대신 감당하기 때문에 발전기의 전류 용량을 AC 시스템에 비해 다소 크게 설계하여야 한다.

이 외에도 DC 배전 시스템은 무효 전력 개념이 없고 발전기 투입시각 동기화 (synchronization) 과정이 필요하지 않다는 장점이 있다. 또한 배터리 에너지 저장장치 시스템 (Battery Energy Storage System, Battery ESS) 적용 시 전력변환장치의 무게 및 부피를 줄일 수 있다는 장점이 있다.

1.2 연구의 목적 및 기존 연구의 한계

현재까지의 선박용 DC 배전 시스템은 투자 비용을 최대한 줄이면서 1.1절에서 기술한 DC 배전 시스템의 장점들을 활용하는 것을 최우선 목표로 하여 설계되어 왔다. 따라서 AC 배전 시스템에서의 전기기기들이 DC 배전 시스템에도 가능한 동일하게 적용되어 왔고, 현재까지의 선박용 DC 배전 시스템의 발전부로는 계자권선형 발전기와 다이오드 정류기가 적용되어 왔다 [48]-[50]. 하지만 주파수와 단자전압이 동시에 일정하게 제어되어야 하는 AC 배전 시스템에서는 계자권선형 발전기가 필수적으로 적용되어야 하는 반면, DC 배전 시스템에서는 다른 종류의 발전기들도 적용될 수 있다. 따라서 DC 배전을 위한 최적의 발전기는 계자권선 발전기가 아닐 수도 있으며 이에 대한 연구가 필요하다.

본 논문에서는 선박용 DC 배전 시스템의 발전부로 효율을 향상시키면서 동시에 신뢰성을 높일 수 있는 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 적용하는 방안을 제안한다. 영구자석 발전기의 많은 장점에도 불구하고 제안하는 방식의 발전부 조합이 자세히 연구되지 않았던 주요한 이유는 제안한 방식으로 발전부를 구성하면 직류단 전압을 일정하게 제어할 수 없거나 엔진의 최적효율 운전을 포기해야한다고 여겨졌기 때문이다. 영구자석 발전기는 여자 회로가 없는 대신 자속을 제어할 수 없기 때문에 엔진발전기의 속도가 증가함에 따라 직류단 전압이 함께 상승하고, 부하가 증가함에 따라 직류단 전압이 감소하는 경향을 보인다. 따라서 제안한 발전부 구성에서 직류단 전압을 일정하게 제어하려면 엔진발전기의 속도 제어를 포기해야 하기 때문에 DC 배전 시스템의 장점인 엔진의 최적효율 운전이 희생되어야 한다고 생각되었다.

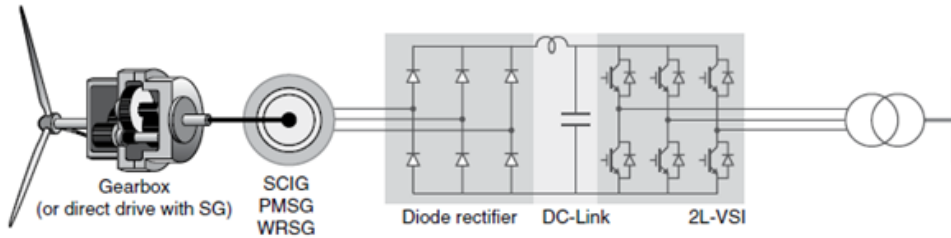
하지만 본 논문에서는 선박 전력 시스템의 특성을 고려하여 영구자석 발전기와 다이오드 정류기의 조합으로도 직류단 전압을 일정 수준으로 제어하는 동시에 엔진의 최적효율 운전이 가능함을 보인다. 또한 계자권선 발전기와 다이오드 정류기로 구성된 기존의 선박용 DC 배전

시스템과 비교하여, 제안한 시스템 적용시 절감할 수 있는 연료의 양과 비용을 계산한다.

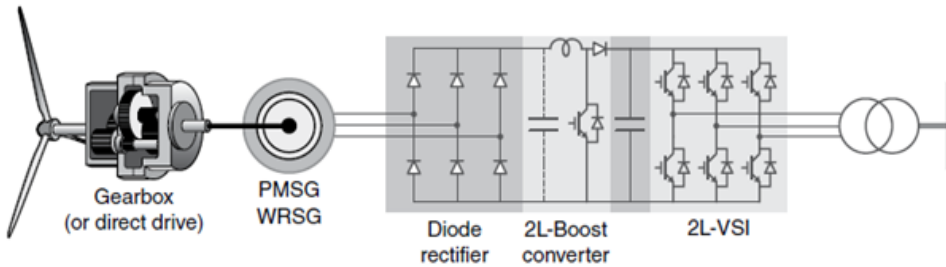
경제성을 고려한 선박용 DC 배전 시스템의 보호 계전 시스템 구성 방식 [49]-[51]을 비롯하여 선박용 DC 배전 시스템의 전반적인 설계 방식 등은 아직 잘 알려져 있지 않기 때문에 이를 소개하고 분석하는 것 또한 본 논문의 의의 중 하나이다. 더 나아가 본 논문에서는 기존 시스템의 보호 계전 방식을 적절히 변형하여, 제안된 발전 시스템에 적용할 수 있는 보호 계전 방식을 제안하고 이를 시뮬레이션과 실험으로 검증한다.

발전된 전기 에너지를 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 통하여 직류단에 전달하는 방식은 풍력 발전 분야에서 이미 오랫동안 연구된 바가 있다 [52]-[60]. 참고문헌 [52] (2018) 에서 정리한 바와 같이 풍력 발전 시스템에서 영구자석 발전기와 다이오드 정류기는 두 가지 방식으로 적용 되었으며, 이는 그림 1.4에 나타난 바와 같다. 먼저 그림 1.4 (a)의 경우 본 논문에서 제안한 방식과 회로 구성이 거의 동일하지만 기존 문헌들에서 제시하는 제어 전략은 본 논문에서 제안하는 제어 전략과 상이하다. 참고문헌 [52]에서 기술하는 바와 같이, 발전부를 그림 1.4 (a)와 같이 구성하면 제어 자유도가 부족하여 MPPT (Maximum Power Point Tracking)/MPPA(Maximum Power Per Ampere) 제어와 직류단 전압 제어가 동시에 달성될 수 없기 때문에 기존 연구에서는 보통 직류단 전압 제어를 포기하였다. 따라서 풍속에 따라 직류단 전압이 달라지며, 직류단 전압이 가장 높아지는 조건을 고려하여 DC/AC 컨버터 (그림 1.4 (a)의 2L-VSI)의 전력 반도체가 과설계 되었다. 그림 1.4 (b)는 MPPT 제어와 직류단 전압 제어를 동시에 달성하기 위해 제안된 회로인데, 부스트(boost) 컨버터를 추가로 설치하여 DC/AC 컨버터의 직류단 전압을 일정하게 제어할 수 있지만 추가로 설치된 전력 변환 장치로 인해 발전부의 신뢰성이 나빠지고 전력 변환 효율이 떨어진다는 단점이 있다. 반면 본 논문에서는 추가적인 부스트 컨버터 없이 영구자석 발전기와 다이오드 정류기만으로 직류단 전압을 일정하게 제어하는 동시에

엔진발전기 또한 최적효율 운전할 수 있는 제어 전략을 제안한다.



(a) 영구자석 발전기 + 다이오드 정류기



(b) 영구자석 발전기 + 다이오드 정류기 + Boost 컨버터

그림 1.4 풍력 발전시스템에서의 영구자석 발전기와 다이오드 정류기 예시 [52]

또한 본 논문에서의 분석과 유사하게 3상 AC 전원이 다이오드 정류기를 통해 정류 될 때 출력과 주파수 (발전기 속도), 직류단 전압 사이의 관계를 분석한 기존 문헌들이 있다 [55]-[57]. 참고문헌 [55]는 다이오드가 도통하는 개수에 따라 다이오드 정류 모드를 4 가지로 구분하였고, 각 정류 모드의 경계 조건을 정하여 정류 모드 별로 연립 방정식을 풀어서 AC 전원측 임피던스에 대한 저항의 비율 $\varphi (\equiv \cos^{-1}(R_s / \sqrt{R_s^2 + X_L^2}))$ 과 AC 전압에 대한 직류단 전압의 비율 V_0 / \hat{V} 의 관계를 그림 1.5와 같이 나타냈다. 그림 1.5를 발전기의 경우에 비추어보면, φ 는 발전기 속도 혹은 출력 주파수를 의미하며, V_0 / \hat{V} 는 부하율을 의미한다. 참고문헌 [55]는 최소한의 가정으로 다이오드 정류 회로를 최대한 정확하게 분석했지만, 유도된 수식이 모드별로 상이하고 개개의 수식이 복잡하기도 하여 DC 전압, 발전기 인덕턴스 및 부하 전류와 같은 변수 간의 관계를 파악하기는 어렵다는 문제가 있다. 또한 발전기의 돌극성으로 인해 d,q축 임피던스가 다른 경우에 대한 분석이 불가능하다.

본 논문에서는 기존 연구의 이런 한계를 극복하기 위하여 비교적 간략한 근사 회로를 활용하여 엔진발전기의 운전 영역을 분석한 후 시뮬레이션으로 검증한다.

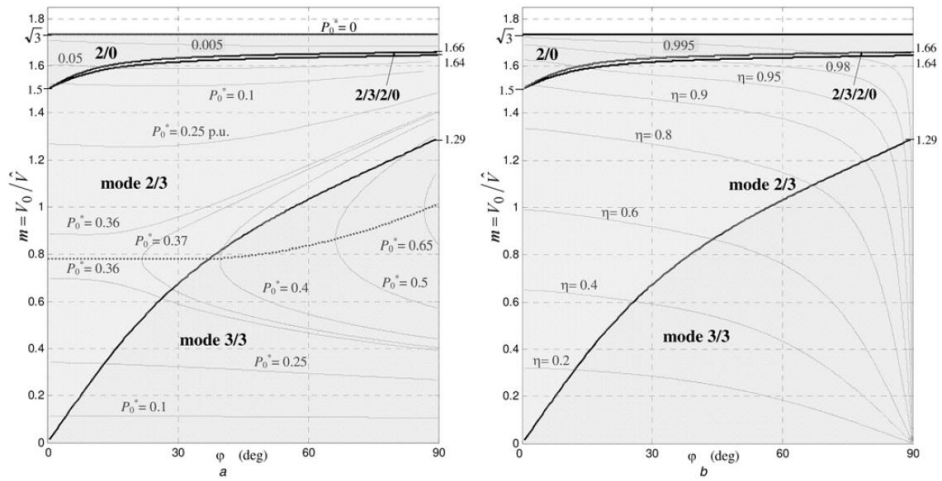


그림 1.53상 AC 전원이 정류기로 정류될 때, AC와 DC 변수의 관계 [55]

1.3 논문의 구성

총 6 장으로 구성된 본 논문의 내용은 다음과 같다.

1 장은 서론으로서, 연구의 배경, 연구의 목적과 기존 연구의 한계, 그리고 논문의 구성에 대하여 설명하였다.

2 장은 선박용 DC 계통의 구성 및 제어 기준에 대한 내용으로서, 일반적인 DC 배전 선박의 계통 설계 기준과 그 구성 요소 대하여 기술한다. 또한 논문을 작성하는 현재까지 출간된 DC 배전 시스템에 관한 표준 규정들을 설명한다.

3 장은 선박용 DC 배전 시스템의 발전부로 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 적용하는 방법을 제안하고, 제안한 시스템의 운용 방법에 대하여 설명한다. 제안하는 발전부 구성을 기존에 사용되던 구성 방식과 비교하고, 제안하는 방식에서의 엔진-발전기 운전 영역과 연료 절감 효과를 분석한다. 또한 제안하는 시스템의 보호 계전 방식과 운용 전략에 대하여 기술하고, 엔진-발전기 단일 운전과 병렬 운전 시뮬레이션 결과를 제시한다.

4 장은 3 장에서 제안된 발전부 구성을 기반으로 직류단 전압을 폭넓게 가변하는 DC 배전 시스템을 제안한다. 제안된 발전부 구성에서 직류단 전압을 대폭 가변할 때 얻을 수 있는 장점과 이러한 경우의 엔진발전기 운전 영역, 그리고 연료 절감 효과를 분석하고, 직류단 전압 가변 시스템에서의 보호 계전 방식과 운용 전략에 대하여 설명한다. 3 장과 마찬가지로 엔진발전기 단일 운전과 병렬 운전 시뮬레이션 결과를 제시한다.

5 장은 3 장 ~ 4 장의 이론적인 분석과 시뮬레이션을 뒷받침하는 축소 실험 결과를 보여준다. 축소 실험은 두 개의 배전반 (정격 전압 130 V, 정격 전력 4 kW) 으로 구성된 발전 시스템에서 수행 되었다.

마지막으로 6장에서는 본 논문의 결론과 향후 과제에 대하여 기술한다.

제 2장 선박용 DC 배전 시스템의 설계 기준 및 구성

본 장에서는 선박용 DC 배전 시스템의 설계 기준 및 구성 요소와 그 특징에 대하여 설명한다. 본 논문에서 제안하는 발전부 구성과 제어기의 검증은 본 장에서 기술하는 선박용 전력 시스템의 특징에 기반하여 이루어진다. 논문을 작성하는 현재까지 DC 배전 시스템은 특별히 DP (Dynamic Positioning) 기능을 위한 전동기-추진기들이 포함된 선박에 많이 적용되고 있기 때문에, 이러한 응용분야를 고려하여 논문을 기술하였다. DP 선박이란, 추진기 (thrustor)의 추력만으로 선박의 위치 (position) 혹은 방향 (heading) 을 제어하는 기능을 가진 선박을 일컫는다. DP 시스템이 적용된 NKT Victoria 호의 경우, 그림 2.1과 같이 풍향과 무관하게 48 노트 이하의 바람이 부는 해상 환경에서 선박의 위치와 방향을 제어할 수 있으며, 하나의 배전반이 완전히 고장난 상황에도 26 노트 이하의 바람을 견디며 선박의 위치와 방향을 제어할 수 있다 [40].

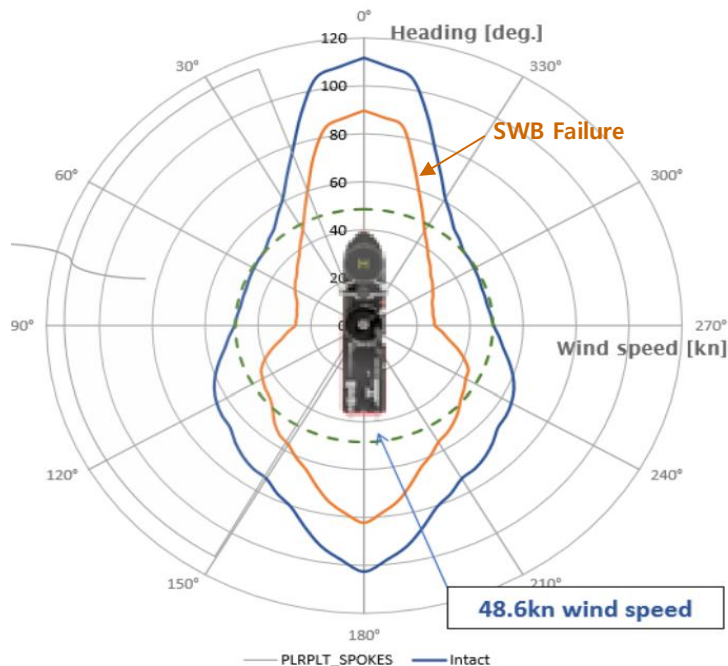


그림 2.1 NKT Victoria 호 (DP Class 3) 의 풍향에 따른 위치 제어 한계 풍속 [40]

2.1절에서는 선박용 전력 시스템을 설계하는데 있어 중요하게 고려되는 설계 기준들에 대하여 설명한다. 선박 계통 설계 시 고려되는 주요한 기준을 크게 신뢰성과 무게/부피, 그리고 경제성 관점으로 나누어 기술하였다.

2.2절에서는 논문을 작성하는 현재의 DC 배전 시스템 전압 규정에 대하여 설명하고, 본 논문에서 대상으로 하는 선박용 DC 배전 시스템의 조건을 한정한다. 2.2절에서 소개되는 DC 배전 시스템의 사양은 제안하는 시스템의 시뮬레이션 조건으로 활용된다.

2.3절에서는 선박용 DC 배전 시스템을 구성하는 전력 설비와 그 특징에 대하여 설명한다. 엔진-발전기-정류기로 구성된 발전부, CVCF (Constant Voltage Constant Frequency) 인버터에 연결된 AC 부하와 추진용 VFD (Variable Frequency Drive) 부하, 배전반과 보호 계전 요소들에 대하여 설명하고, PMS (Power Management System) 와 에너지 저장장치 (Energy Storage System) 또한 간략히 설명한다.

2.1 선박용 전력 시스템의 설계 기준

본 절에서는 선박용 전력 시스템의 대표적인 설계 기준에 대하여 기술한다. 그 설계 기준을 크게 시스템의 신뢰성 관점, 부피/무게 관점, 그리고 경제성 관점으로 나누어 설명한다.

2.1.1 신뢰성

선박의 전력 시스템은 그 특성상 기본적으로 독립 계통에 해당하며, 중요 부하들에 안정적이고 연속적인 전력 공급을 하는 것이 요구된다. 특별히 군함과 다수의 대형 상선은 어떠한 단일 사고가 발생하더라도 추진 부하, 중요 부하 및 중요 작전 부하에 연속적인 전력 공급이 가능하여야 한다. 신뢰성 (reliability) 은 지정된 시간 간격 동안 구성 요소나 전체 시스템이 고장 없이 필요한 기능을 수행할 수 있는 능력을 의미한다. 따라서 전력 시스템의 신뢰성을 높이기 위해서는 무엇 보다도 전력 시스템을 구성하는 단일 전력 설비의 신뢰성이 높아야 하며, 가능한 적은 개수의 전력 설비를 거쳐 부하에 전력을 공급하여야 하며, 사고 혹은 고장 발생 시에도 중요 부하에 연속적으로 전력을 공급 할 수 있어야 한다.

DP 선박의 경우, IMO와 선급 단체들이 정한 신뢰성 기준이 존재한다 [61]-[65]. 예를 들어, IMO의 경우 신뢰성 수준에 따라 DP 선박을 세 가지 Class로 구분한다. 여기서의 신뢰성이란, ‘사고 혹은 고장 발생 시에도 중요 부하에 연속적으로 전력을 공급할 수 있는지’에 대한 기준을 의미한다. DP Class의 간략한 구분은 아래와 같다.

- DP Class 1 : 단일 사고 발생 시, 위치 제어 미보장.
- DP Class 2 : 능동 기기 단일 사고 발생 시, 위치 제어 보장.
- DP Class 3 : 단일 사고 발생 시, 위치 제어 보장.

격실 침수/화재 시에도 위치 제어 보장.

DP Class 2에서의 능동 기기란 발전기, 추진기, 배전반, 원격 제어 밸브

등을 의미하며, 비능동 기기란 케이블, 파이프, 수동 조작 밸브 등을 의미한다. DP Class 3는 DP Class 2에 더하여 비능동기기의 사고, 특정 물리적 공간의 사고, 승조원의 조작 실수로 인한 사고 시에도 선박의 위치 제어가 보장되어야 한다. DP Class 3을 만족하는 DP 선박 시스템의 예시는 그림 2.2와 같다 [65]. 전력 시스템 뿐 아니라 컨트롤러와 센서, 통신 케이블 등이 물리적 공간을 기준으로 이중화 되어 있음을 볼 수 있다. DP Class를 구분하는 구체적인 기준은 표 2.1과 같다 [59].

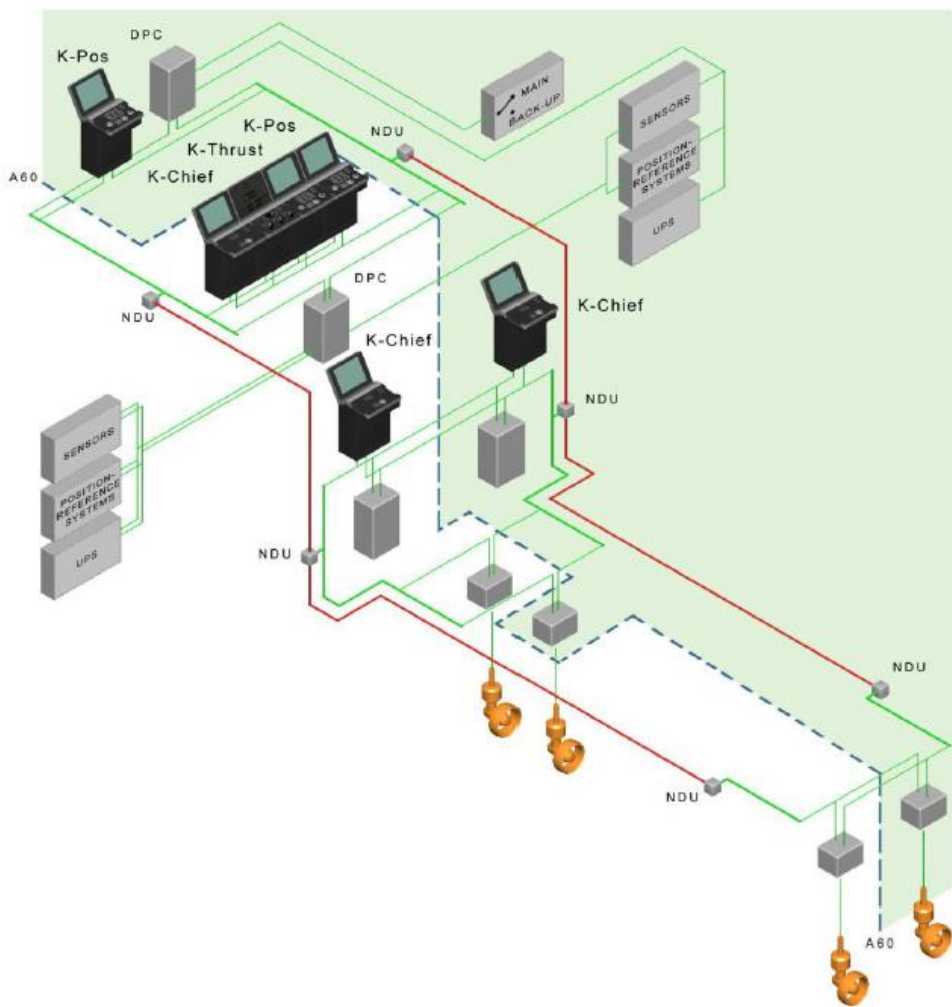


그림 2.2 DP 3 시스템의 예시 [65]

표 2.1 IMO의 DP Class 인증 기준 주요 항목 [61]

분류	장비 종류	최소 요구 조건		
		DP Class 1	DP Class 2	DP Class 3
전력 시스템	엔진발전기	-	다중화	다중화 (격벽 분리)
	주 배전반	1 개	1 개, 버스타이	2 개, 버스타이 (격벽 분리)
	버스타이 차단기	0	1	2
	배전 시스템	-	다중화	다중화 (격벽 분리)
	PMS	-	필수	필수
추진기	추진기	-	다중화	다중화
제어 시스템	DP 제어기 (컴퓨터)	1	2	2 + 1 (백업 스테이션)
	UPS	1	2	2 + 1 (백업 스테이션)
	센서 (바람/자이로)	2	3	2 + 1 (백업 스테이션)

DP Class 2 또는 3 선박은 단일 사고 혹은 단일 기기 탈락 시에 사고 외 부하에 연속적인 전력 공급을 해야할 뿐 아니라 위치 제어 또한 보장해야 한다. 따라서 추진기, 발전기 등의 전력 설비는 필수적으로 다중화 된다. 또한, 발전기 탈락 사고를 고려하여 충분한 전력 예비율을 확보하고 운용하는 경우가 많은데 이를 전력 예비력 (power reserve) 이라 한다. 전력 예비력은 군함에서의 ‘N-1 contingency’ 개념과 동일하다. 전력 예비력에 대한 필요 조건은 아래와 같다.

- 2 배전반 시스템의 경우, 전력 예비력 50% 확보 필요.
- 3 배전반 시스템의 경우, 전력 예비력 33% 확보 필요.
- 4 배전반 시스템의 경우, 전력 예비력 25% 확보 필요.

위와 같은 전력 예비력을 확보 하였을 시, 사고로 탈락한 발전기의 전력을 그 외의 발전기가 정격 출력 내에서 분담할 수 있기 때문에 부하 차단 (load-shedding) 없이 부하에 연속적인 전력 공급이 가능하다.

위의 DP 시스템 규정은 중복성 혹은 다중화와 관련된 신뢰성을 요구 사항으로 삼고 있음을 알 수 있다. 하지만 앞서 기술하였듯이, 신뢰성은 보다 폭넓은 개념으로 다중화 뿐 아니라 단일 전력 설비의 고장률이나 전력 설비 개수와도 관련되어 있다. 따라서 고장률이 낮은 전력 설비들을 사용하고 가능한 적은 개수의 전력변환장치를 거쳐 부하에 전력을 공급하면, 기본적으로 시스템의 신뢰성을 개선하여 운용 비용 (M&O; Maintenance and Operation) 을 낮출 수 있다.

2.1.2 부피/무게

선박 전력 시스템은 부피가 작고 무게가 가벼울수록 유리하다. 전력 시스템이 소형화되는만큼 그 외 가용 무게와 공간이 늘어나 더 많은 물자, 연료를 실을 수 있기 때문이다. 따라서 전력 시스템의 소형화는 선박의 경제성을 향상시킨다. 특히 특성상 선내 공간 여유가 적은 구축함이나 잠수함의 경우, 전력 시스템 소형화의 경제적 가치가 더욱 크다. 한편, 부피/무게에 관한 설계 기준을 초과하는 경우, 특정 선박에 특정한 형태의 전력 시스템을 도입하는 것이 아예 불가능한 경우도

발생할 수 있기 때문에 부피와 무게를 고려하여 전력 시스템을 설계할 필요가 있다.

한 편, 동일한 정격 출력의 엔진을 비교하면, 정격 속도가 느릴수록 부피와 무게가 증가하는 대신 연비가 좋아지는 경향이 있다. 즉, 소형화와 연료 효율이 상반 관계 (Trade-off)에 있다. 고속 엔진-발전기를 사용하면 소형화와 그에 따른 경제성 향상을 기대할 수 있으나, 연비가 악화되어 경제성이 나빠질 수도 있다. 이러한 점들을 고려하여 목적하는 수준 이내로 선박을 소형화하면서 경제성도 만족시키는 설계가 필요하다.

2.1.3 경제성 – 연료 비용 절감

선적 비용 모델을 크게 선박 대여 비용과 연료 비용으로 구분하여 나타낼 때, 2000년대를 전후로 연료 비용이 대여 비용을 넘어서고 있는 추세다. 그림 2.3은 90년대 이후 중형 선박 (medium range: 25,000 ~ 45,000 dwt) 의 평균 대여 비용과 연료 비용을 비교한 그래프인데, 2010년을 기점으로 연료 비용이 선박 대여 비용을 초과하는 것을 확인할 수 있다 [42]. 뿐만 아니라, 2020년 1월 1일부터 IMO의 온실 가스 감축 규제가 발효되어 전세계 해상에서 선박 연료유의 최대 황 함유량 규제치가 3.5%에서 0.5%로 강화되었다 [66]. 이에 따라 탈황 장치를 설치하지 않은 대다수 선박에서 저유황유 (ULSFO, MGO)를 사용하는 것이 의무화 되어 연료 비용이 약 50 % 증가하였으며, 연료 비용을 절감하는 것이 선주들의 더욱 큰 관심사가 되었다.

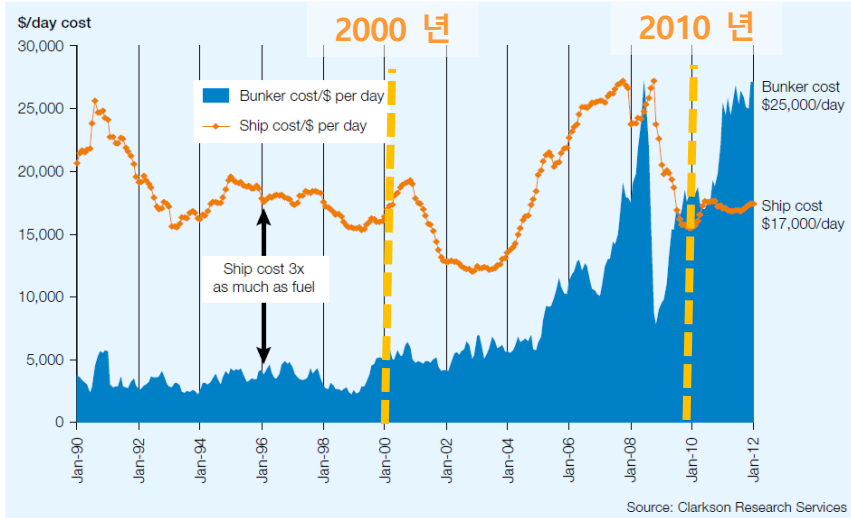


그림 2.3 중형 선박의 선박 대여 비용과 연료 비용 비교 (1990년~2012년) [42]

연료 비용을 절감하기 위해서 선박 전력 시스템의 에너지 효율을 개선시킬 필요가 있는데, 에너지 효율은 엔진의 연비, 발전기의 효율, 선로 및 부하에서의 손실 등에 영향을 받는다. 해운 업계에서는 연료 비용을 절감하기 위해 다양한 새로운 기술을 도입하고 있는데, 그 중 하나의 큰 흐름은 1 장에서 기술한 바와 같이 기존에 AC 배전 형태로 설계하던 전력 시스템을 그림 1.3과 같이 DC 배전 시스템으로 설계하는 것이다.

그림 2.4는 두산인프라코어 AD158TI (1800 r/min, 350 kW)의 엔진 속도와 부하율에 따라 연비를 실측하여 그린 연비 지도 (SFOC map) 이다 [67]. AC 배전의 경우, 엔진발전기가 정속 운전되어야 하기 때문에 엔진발전기가 빨간 직선을 따라 운전되어야 하지만, DC 배전의 경우에는 엔진발전기가 노란 색의 최적 효율 운전점들을 따라 운전될 수 있다. 그리고, 운전 방식에 따른 연비를 부하율에 따라 도시하면 그림 2.5와 같이 나타난다. 위 엔진의 경우, 최적 효율 운전점을 따라 가변속 운전 시 정격 속도 운전 대비 50 % 부하율에서 약 8 %, 20 %의 부하율에서 25 %, 10%의 부하율에서 40 % 이상의 연료가 절감된다. 특히 부하율이 낮을수록 엔진 가변속으로 인한 연비 개선 효과가 크게 나타나는 것을 확인할 수 있다.

DP 시스템의 경우, 최악의 기상 환경에서도 선박이 위치를 제어할 수

있도록 추진부하의 정격 출력을 설계하기 때문에, 엔진 부하율이 높은 상황은 매우 드물게 나타난다. 따라서 엔진 가변속으로 인한 연료 절감 효과가 매우 크다. ABB의 연구 결과에 따르면, 기존에 4극 발전기와 함께 사용되던 1800 r/min의 고속 엔진 발전기의 경우엔 가변속 운전 시 연료가 40%까지 절감 가능하며, 900 r/min 이하의 중·저속 엔진발전기의 경우엔 20%의 연료 절감이 가능하다 [42].

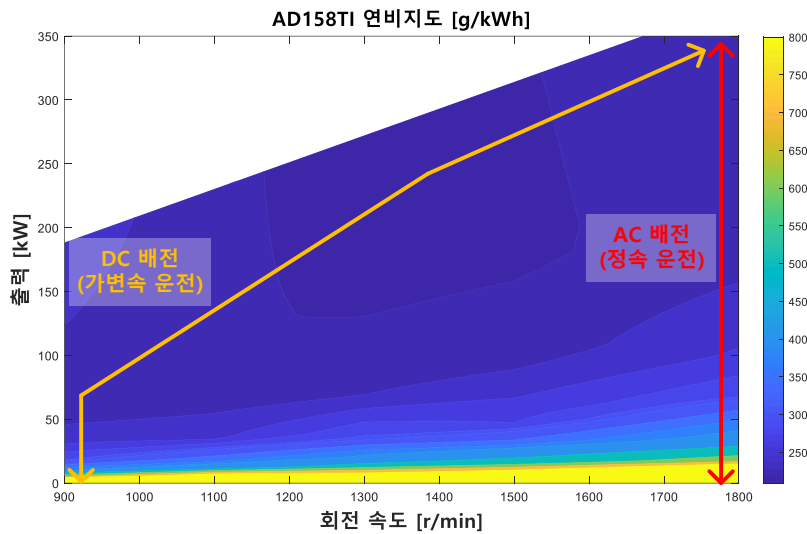


그림 2.4 AD158TI의 연비 지도와 배전 방식에 따른 엔진의 운전점 [67]

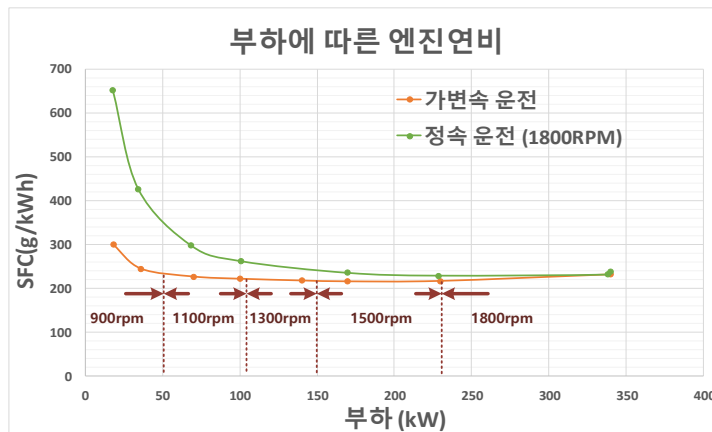


그림 2.5 AD158TI의 배전 방식에 따른 엔진 연비 비교

2.2 DC 배전 시스템 전압 규정 및 대상 계통도

본 절에서는 논문을 작성하는 현 시점의 DC 배전 시스템 전압 규정들을 소개한다. 또 본 논문에서 대상으로 하는 DC 전력 시스템의 사양을 한정한다. 본 절에서 정하는 정격 전압, 전압 변동 범위, 배전반 개수, 발전기 정격 출력 등은 본 논문에서 제안한 시스템을 검증하는 시뮬레이션에 동일하게 사용된다.

2.2.1 선박용 DC 배전 시스템 전압 규정

선박용 DC 배전 시스템의 전압 변동 기준을 설명하기에 앞서, 선박용 AC 계통에서의 전압 변동 기준을 소개한다. 그림 2.6은 2000년에 개정된 ITI (CMEBA) Curve로, 별도의 표기가 없는 한 전자 장치들은 이 커브 내의 전압 변동에서 오동작이 일어나지 않도록 설계된다 [68]. 선박용 AC 규정의 대표적인 예로 세계 각국의 선급 (ABS, DNV-GL, Lloyd's Register, 한국선급 등)이나 해군에서 사용하고 있는 다양한 규정들이 있는데, AC 전압 변동에 대한 규격은 그림 2.6을 준용하는 것이 일반적이다.

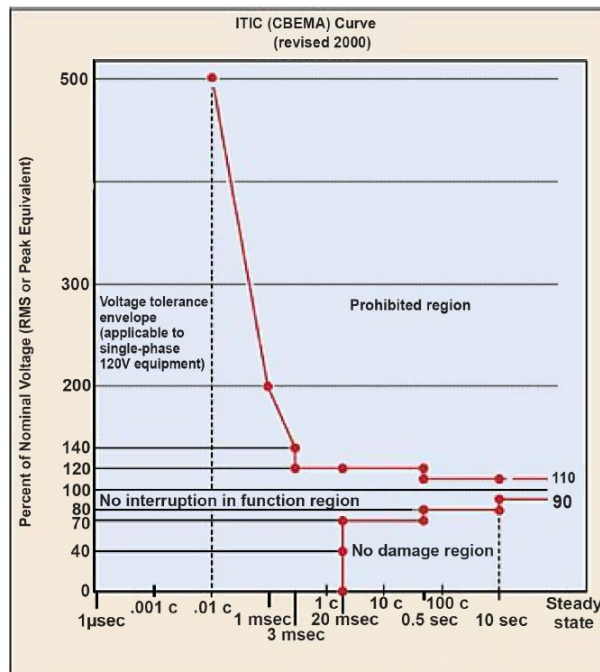


그림 2.6 AC 계통의 전압 변동 규격 - ITI (CBEMA) Curve [68]

반면, DC 계통의 경우, 본 논문을 작성하는 현 시점까지 강제되는 전압 변동 규정이 존재하지 않는다. 그럼에도 규정을 만들기 위한 논의는 지속적으로 진행 중이며, 선급과 표준 단체들은 DC 계통에 연결되는 전력 변환 장치들의 특성을 고려하여 정상상태에서의 DC 전압 변동 허용 오차를 정격 전압의 $\pm 10\%$ 수준으로 권장하고 있다. 한 예로, 표 2.2는 2016년에 개정된 IEEE의 표준 규격 ‘IEEE Recommended Practice for the Design and Application of Power Electronics in Electrical Power Systems (IEEE Std 1662™-2016)’ 에서 권장하는 DC 배전 시스템에서의 전압 변동 규정이다 [69]. IEC (International Electrotechnical Commission), ISO (International Organization for Standardization) 등의 기술 표준 단체와 Lloyds’ Register, ABS, DNV-GL 등의 선급 협회들 또한 IEEE와 동일한 DC 전압 변동을 허용하고 있다 [70]-[73]. 한편, 이 규정들은 DC 배전 시스템의 과도 상태 전압 변동 제한을 명시하지 않고 있다. 따라서, [74]에서는 전력 반도체 소자의 특성을 고려하여 반도체 소자 정상 동작 시 그림 2.7과 같은 과도 상태 전압 변동 기준을 제안하기도 하였다.

표 2.2 IEEE Std 1662™-2016의 DC 배전 시스템 전압 변동 표준 [69]

항목	변동
전압 허용 오차 (continuous)	$\pm 10\%$
전압 변동 편차 (cyclic)	5 %
전압 리플 (dc 전압 대비 ac rms)	10 %

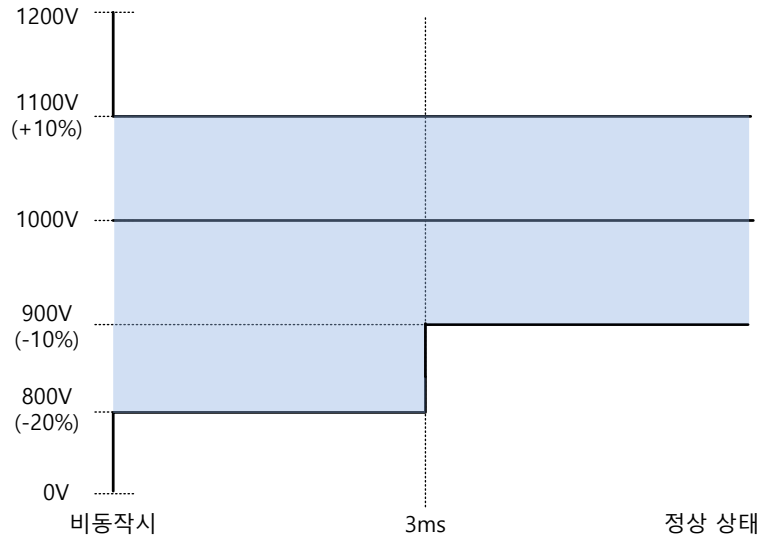


그림 2.7 [74] 에서 제안된 DC 배전 시스템의 과도 상태 전압 변동 기준

그러나 표 2.2과 같은 규정은 현 시점에서 강제되는 표준은 아니다.
‘IEEE 1662™-2016’의 표 2.2 아래에는 다음의 각주가 붙는다 [69].

Notes in text, tables, and figures of a standard are given for information only and do not contain requirements needed to implement this standard [이 표는 오직 정보 차원으로 제공될 뿐, 이 표준을 적용하기 위해 만족해야 할 요구 사항은 아닙니다.]

또한, ‘DNV-GL Ship rules Pt.4 Ch.8’에서는 다음과 같은 추가 설명이 붙는다 [70].

b) Voltage variations deviating from the standard values are accepted in systems if these are intentionally designed for the actual variations. [실제 전압 변동을 고려하여 의도적으로 설계된 것이라면, 전압 변동 범위가 표준에서 제시하는 범위를 벗어나는 것이 허용됩니다.]

그러므로 현재의 DC 배전 전기 추진 선박들은 부하 조건에 따라 전압 변동 범위가 표 2.2를 초과하도록 설계되기도 한다.

본 논문에서는 표 2.2를 준용하여 정상상태에서의 DC 전압이 정격 전압의 $\pm 10\%$ 를 벗어나지 않도록 전력 시스템을 설계한다.

2.2.2 대상 계통도

본 절에서는 본 논문에서 대상으로 하는 선박용 DC 전력 시스템의 사양을 정한다.

먼저, 본 논문에서 대상으로 하는 DC 전력 시스템의 정격 전압은 1000 V 로 설정하였다. 선박용 DC 시스템에서는 보호 계전 시스템을 구축하기 위해 배전반 간 단락 사고 전파를 막을 수 있는 반도체 차단기 (SSCB; Solid State Circuit Breaker) 가 필요한데, 상용화된 반도체 차단기의 최대 정격 전압은 1000 V 수준이다. 따라서, 현실적으로 적용 가능한 최대 전압인 1000V를 정격 전압으로 설정하였다.

정격 전압을 정함에 따라 설치 가능한 발전기의 최대 정격 출력과 전력 시스템의 정격 용량 한계도 정해진다. 예를 들어, AC 배전 시스템에서는 정격 전압에 따라 단일 발전기의 최대 출력과 각 버스의 최대 정격 출력이 표 2.3과 같이 정해진다 [27]. 표와 같이 정격 전압에 따라 최대 전력 시스템 규모의 한계가 생기는 이유는 시장에서 구매할 수 있는 보호 계전 장비들과 전력 설비들의 최대 정격 전류가 정해져 있기 때문이다. 대부분의 전력 설비는 전류 용량이 수천 A를 초과하는 제품을 시장에서 구하기 어려울 뿐더러, 혹시 주문 제작이 가능하더라도 가격 경쟁력이 급격히 떨어진다. 따라서 비교적 비용에 덜 민감한 군함의 경우에도 표 2.3의 한계치를 고려하여 선박 전력 시스템의 정격 전압을 결정한다.

표 2.3 AC 시스템의 정격 전압에 따른 발전기/부하 및 버스 최대 출력 [27]

전압 정격 (V)	최대 차단기 정격 전류 (A)	최대 단일 발전기, 부하 용량 (MVA)	단일 버스 최대 출력 (MVA)
450	4000	3.1	8
4160	3500	25.2	42
6900	3500	41.8	58
13800	3500	83.7	203

DC 배전 시스템에 사용되는 대부분의 전력 설비들도 AC 배전 시스템과 마찬가지로의 이유로 정격 전압에 따라 최대 전력 시스템 규모가 결정된다. DP 시스템이 적용되는 선박의 전력 시스템은 일반적으로 2~4 개의 주배전반 (main switchboard) 으로 구성되는데, 정격 전압이 1000 V 인 시스템의 각 배전반에 연결된 발전기와 부하의 규모는 최대 3~5 MW 수준이며, 배전반 사이를 잇는 반도체 차단기의 최대 연속 정격 전류는 2000~4000 A 수준이다. 따라서 정격 전압 1000 V 에서는 최대 약 10~20 MW 의 전력 시스템을 구축할 수 있다. ABB의 Dina Star 호와 NKT Victoria 호, Siemens 의 Edda Ferd 호 의 경우, 총 발전 용량이 각 10.4 MW, 13.4 MW, 10.0 MW에 해당한다.

본 논문에서도 위에서 언급한 시스템과 비슷한 규모의 전력 시스템을 대상으로 한다. 실제 DP 시스템은 4 개 이상의 디젤 엔진 발전기와 추진기가 설치되는 것이 일반적이지만, 본 논문에서는 제안하는 시스템을 비교적 쉽게 분석하고 검증하기 위하여 그림 2.8과 같이 주배전반이 2개이고 발전기가 총 2개 설치된 시스템을 분석 대상으로 한다. 각 엔진-발전기의 정격 출력은 5 MW이며, 각 배전반의 부하 총합도 5 MW로 설정하였다. 그림 2.8에는 DC 주배전반에 연결되는 부하 전력변환장치들을 DP 추진기를 공급하기 위한 VFD와 AC 전력을 공급하기 위한 CVCF 인버터로 한정하였지만, 실제로는 DC 주배전반에 수백 kW 급 이상의 전동기들을 구동하는 VFD 혹은 ESS 연계 컨버터 등이 추가로 연결될 수 있다.

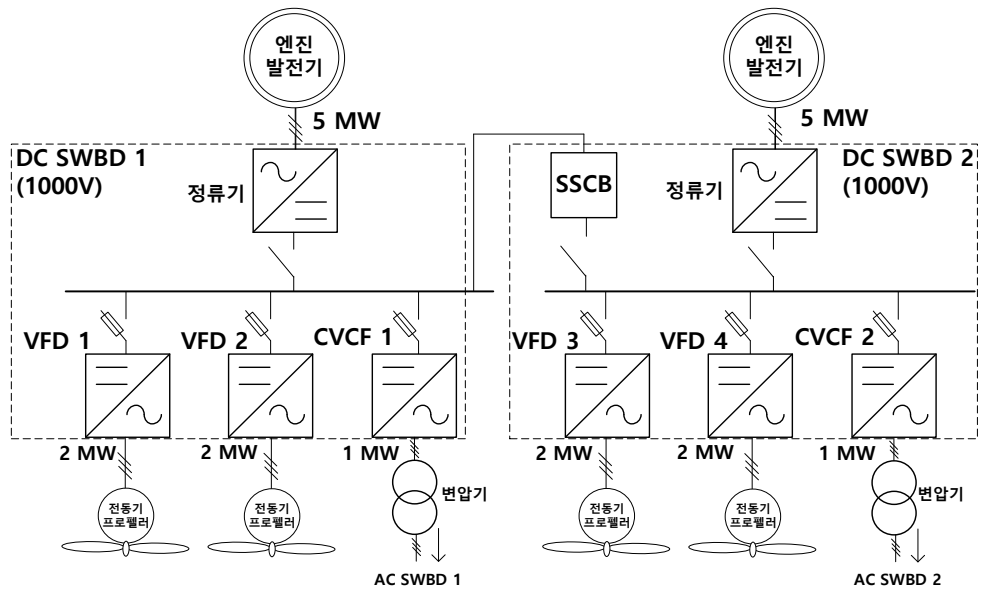


그림 2.8 본 논문의 대상 DC 전력 시스템 구성

2.3 선박용 DC 시스템의 구성 요소

본 절에서는 그림 2.8을 바탕으로 일반적인 선박용 DC 시스템의 구성 요소와 모델링, 제어 방법과 그 특징에 대하여 설명한다. 엔진-발전기-정류기로 이루어지는 발전 시스템, 선박의 부하, 보호 계전 시스템으로 구분하여 기술하며, 추가적으로 ESS와 PMS 역할과 기능에 대하여 설명한다.

2.3.1 엔진-발전기-정류기 (발전부)

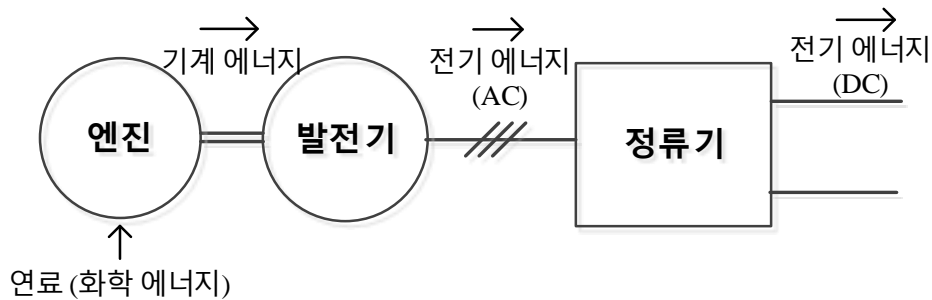


그림 2.9 DC 전력 시스템의 발전부 구성 (엔진-발전기-정류기)

DC 전력 시스템의 발전부는 그림 2.9에 나타난 바와 같이 엔진과 발전기, 그리고 정류기가 직렬로 연결된 형태로 구성된다. 엔진에서 연료의 화학 에너지가 기계 에너지로 변환되어 발전기에 전달되며, 발전기는 이를 AC 형태의 전기 에너지로 변환시킨다. 그리고 AC 형태의 전기 에너지는 정류기를 통해 DC 로 변환된다.

먼저, 선박용 전력 시스템의 엔진으로는 주로 디젤 엔진이 사용된다. 디젤 엔진의 출력은 연료 분사량을 조절하는 조속기 (governor) 에 의하여 제어되는데, 1900년대 말 이후 대부분의 엔진은 제어 동특성이 빠른 전자식 조속기를 사용하고 있다 [74]-[77]. 전자식 조속기는 조속기에 흐르는 전류를 제어함으로써 연료 분사량을 조절하고, 이를 통해 엔진발전기의 출력 토크 (T_{eng})를 가변하여 엔진의 속도를 제어한다. 조속기 전류와 엔진의 출력 토크는 비선형적인 관계를 가지고 있으며, 그 관계가 엔진의 속도에 따라서도 달라지기 때문에 이를 고려하여 조속기의 제어기를 설계하여야 한다. 본 논문에서는 엔진의 출력 토크를

직접 제어할 수 있다고 가정한다.

디젤 엔진은 회전 관성 (J_{eng}) 과 마찰 손실 (B_{eng}), 고정 손실 (T_{brake}), 조속기의 동특성, 엔진의 출력 시지연 ($t_{d,eng}$)으로 모델링 될 수 있다. 이중 엔진의 손실로 인해 발생하는 마찰 손실과 고정 손실은 정격 출력의 약 10~15 % 에 해당하는 제동력 (braking torque) 을 발생시킨다고 알려져 있다 [78]. 조속기의 동특성은 보통 2차 저역 통과 필터로 모델링 되는데, 앞서 기술한 바와 같이 전자식 조속기가 도입된 이후에는 조속기의 동특성이 제어기 설계에 미치는 영향이 엔진의 출력 시지연에 비하여 무시할만큼 작기 때문에 간략한 엔진의 모델링에서는 생략되는 경우가 많다 [79]. 또한 엔진의 시지연은 대부분 연소 계통에서 발생하는데 평균적으로 크랭크축이 약 360° 회전하는 시간에 해당한다. 따라서 이 값은 엔진 속도 ($N(t)$ [r/min]) 에 반비례하는 관계에 있고 (2.1)과 같이 표현될 수 있다 [79].

$$t_{d,Eng}(t) = \frac{60}{N(t)}. \quad (2.1)$$

보통 디젤 엔진의 속도 제어는 비례적분미분(PID) 제어기로 구현되는데, 정격속도가 200 r/min 이고 시지연이 0.3 초에 달하는 저속 추진 엔진의 경우 속도 제어기는 제어 대역폭이 약 1 Hz 가 되도록 설계된다 [80]-[83]. 따라서 4 극기의 발전기가 연결된 1800 r/min 의 고속 엔진발전기 혹은 8 ~ 10 극기의 발전기가 연결된 720 ~ 900 r/min 의 중저속 엔진발전기는 속도 제어기의 제어 대역폭이 수 Hz 에 달할 수 있다. 본 논문에서는 엔진의 시지연을 고려하지 않고 엔진을 그림 2.10과 같이 모델링한 대신, 엔진 발전기의 제어 대역폭을 3 Hz 미만으로 제한하였다.

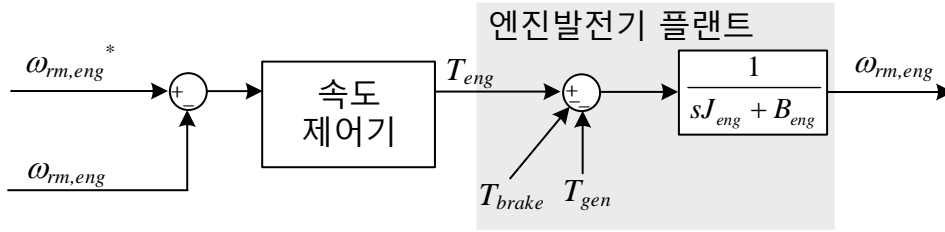


그림 2.10 엔진 조속기의 속도 제어 블록도

다음으로 선박용 전력 시스템의 발전기로는 주로 계자권선 발전기가 사용된다. AC 배전 시스템에 적용되는 발전기는 거의 전부가 계자권선 발전기이며, DC 배전 시스템에서도 계자권선 발전기가 가장 많이 사용된다. 이 때 계자권선 발전기 (Wound Rotor Generator, WRG) 는 그림 2.11 (a) 와 같이 저림하고 신뢰성 높은 다이오드 정류기 (Diode Rectifier, Diode-Front End, DFE)와 조합되는 것이 일반적이다 [48]. 소형 선박 혹은 특수 선박에서는 그림 2.11 (b)와 같이 영구자석 발전기 (Permanent Magnet Generator, PMG) 와 PWM 컨버터 정류기 (Active-Front End, AFE)가 조합되기도 한다 [84]-[85]. 각 발전부 구성 방식에 대한 장단점은 제안하는 시스템과 함께 3장에서 비교된다.

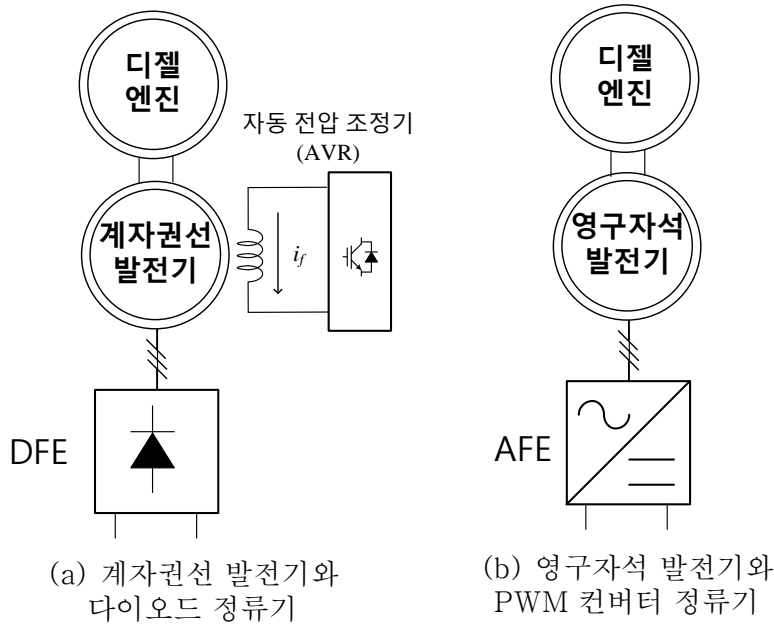


그림 2.11 DC 전력 시스템의 기존 발전부 구성 방식

다수의 선박용 DC 배전 시스템에서 채택되고 있는 계자권선 발전기와 다이오드 정류기로 이루어진 발전 시스템의 경우, 직류단 전압은 그림 2.11 (a)와 같이 자동 전압 조정기 (AVR) 에 의해서 제어된다. 자동 전압 조정기의 전원으로는 다이오드 정류된 직류단 혹은 발전기 3상 출력단의 일부가 사용되며, 자동 전압 조정기는 파일럿 여자기 (pilot exciter)의 전류 i_f 를 제어한다. 파일럿 여자기의 전류와 직류단 전압 사이에는 발전기의 이중 여자 회로, 발전기 상 임피던스, 직류단 캐패시터와 부하 등으로 구성된 플랜트가 있는데 이를 고려하여 DC 전압 제어기를 구성하면 대략 수 Hz의 전압 제어 대역폭을 얻을 수 있다 [86]-[87].

DP 전력 시스템은 여러 개의 발전기로 이루어져 있는데, 이들 간의 부하 분담은 자동 전압 조정기의 P/V 드롭 제어를 통해 이루어진다. 각 발전기의 드롭 기울기 (R_{droop})와 드롭 기준 전압 지령 (V_{DC}^{**})은 PMS의 통신으로부터 결정된다. 병렬 연결된 발전기들이 같은 V-P 드롭 커브를 가지면 발전기들의 부하분담률은 동일하게 되고, 더 높은 드롭 기준 전압 지령으로 제어되는 발전기는 더 많은 부하를 분담하게 된다. 일반적으로는 발전기들이 부하를 균일하게 분담 (symmetric load sharing)

할 수 있도록 발전기들에 동일한 V-P 드롭 커브가 주어지지만, 주배전반 사이의 버스 타이틀 붙이는 동기화 (synchronization) 기능이 수행되는 동안에는 PMS에서 드롭 기준 전압 지령을 조정하여 배전반들의 전압을 일치시킨 후 버스타이틀 연결한다. 몇 가지 대표적인 PMS 동작은 2.3.5절에서 보다 자세히 설명한다.

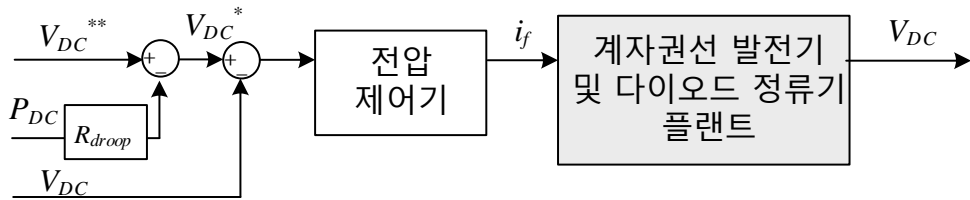


그림 2.12 자동 전압 조정기 (AVR) 의 전압 제어 블록도

정리하면, 기존의 선박용 DC 배전 시스템에서는 조속기가 엔진의 출력 토크를 제어함으로서 엔진발전기의 속도를 제어하며, AVR이 계자권선 발전기의 여자 전류를 제어함으로서 직류단 전압을 일정하게 유지한다. 또 P/V 드롭 제어로 발전기 간의 병렬 운전과 부하 분담 제어가 이루어진다.

2.3.2 선박 부하

선박 부하는 크게 추진 부하와 그 외의 일반 부하로 나눌 수 있다. 그림 2.8에서는 VFD 인버터에 연결된 추진기들이 추진 부하에 해당하며 CVCF 인버터 하위의 AC 부하들이 일반 부하에 해당한다. 대형 팬, 펌프 등의 일반 부하 또한 DC 주배전반의 VFD 인버터로 구동할 수 있지만 그림 2.8에서는 모든 일반 부하가 AC 부하 측에 연결되어 있다고 가정하였다. AC 전력 시스템에서는 다권선변압기, 다이오드 정류기와 VFD 인버터를 거쳐 추진 부하에 전력을 공급하므로 추진 부하의 회생 에너지가 일반 부하에 전달될 수 없는 반면, DC 시스템에서는 배전반과 VFD 인버터 사이에 다이오드 정류기가 없으므로 추진 부하의 회생 에너지가 일반 부하로 자유롭게 전달될 수 있다.

선박의 설계 단계에서 EPLA (Electric Power Load Analysis)가 이루어지는데, EPLA의 결과로 선박 운용 모드에 따른 추진 부하, 일반 부하, 각 부하의 부하율 등이 결정된다. DP 용 전력 시스템에서는 전체 부하의 약 80 % 가량이 추진 부하에 해당할 정도로 전체 전력 시스템에서 추진 부하가 차지하는 비중이 높다 [48]. 소형 선박 혹은 특수 목적 선박의 경우 DP 시스템의 추진기들이 주추진 체계에 해당하기도 하지만, 중대형 상선에서는 보통 주추진 체계로 기계식 추진 방식을 적용하고 DP 를 위한 보조 추진 체계로 전기 추진 방식을 적용하는 경우가 많다.

선박 부하들의 중요한 특징은 부하 변화율이나 부하의 투입 여부가 PMS에 의해 통제된다는 점이다. 2.1절에서 기술한 것처럼 PMS 컨트롤러와 통신선은 이중화되기 때문에, PMS가 항상 부하의 변화율을 제한한다고 가정할 수 있다. PMS에서 부하 변화율을 제한하는 것은 보통 엔진을 보호하기 위함이고, 엔진 제조사가 그 한계치를 제공한다. 한 예로, 그림 2.13의 Caterpillar 社の 6~8 MW 디젤 엔진발전기의 경우 데이터시트에서 정상 운전시 부하율 제한 (Normal Ramp up)을 약 1 %/s, 고장 혹은 짧은 시간 동안의 부하율 제한 (Emergency Ramp up)을 약 3 %/s 라고 기술하고 있다 [88]. 이러한 제한치에 따라 추진부하가 정출력 모드로 운전될 때는 부하 변화율이 최대 2 %/s 이하로 제한되며, 엔진의 연료가 디젤이 아닌 천연 가스일 때에는 부하 변화율이 이보다 더 느린 수준으로 제한되기도 한다 [13]. 본 논문에서는 추진 부하가 속도 모드로 운전될 때의 최악의 상황을 고려하여 정상동작 시의 부하 변화율을 최대 2 %/s 로 제한한다. 사고로 인한 부하의 계단 탈락 상황은 별도로 고려한다.

- 정상 운전 시 최대 부하 변화율 : 2 %/s

추진 부하와 발라스트 펌프 (ballast pump) 와 같은 대형 일반 부하들은 PMS 에서 별도의 대용량 부하 (heavy consumer) 로 분류되는데, 이러한 대용량 부하들은 PMS에 투입 요청 ('Start Request') 신호를 보내 PMS

로부터 준비 신호 ('Start Granted') 를 받은 후에야 투입될 수 있다 [89]. PMS는 대용량 부하에서 투입 요청 신호가 왔을 때, 예비력을 계산하여 예비력이 부족하다면 추가 엔진발전기를 투입시켜 충분한 예비력을 확보한 후 대용량 부하에 준비 신호를 보낸다.

PRODUCT SPECIFICATIONS FOR CM32C V-TYPE

GENERATOR SET SPECIFICATIONS

Minimum Rating	5580 kWe
Maximum Rating	7840 kWe
Emissions/Fuel Strategy	(WB) Cert stage 1 and 2
Voltage	3000 to 13800 Volts
Frequency At Speed	50 Hz @ 750 /60 Hz @ 720
Duty Cycle	Prime, Continuous
Ready To Accept Loads (Preheated/Vented)	40 s
Normal Ramp Up To 100% Load	95 s
Emergency Ramp Up 10% To 100% Load	35 s
Genset Efficiency Up To	46.70%

그림 2.13 Caterpillar 社 6~8 MW 급 디젤 발전기의 부하 변화율 제한 예시 [88]

2.3.3 보호 계전 시스템

전압형 컨버터 기반의 DC 배전 방식은 다음의 이유들로 인해서 AC 배전 방식에 비해 보호 계전 시스템 설계가 까다롭다.

첫 번째로 주기적인 영전류-영전압 구간이 없다는 점이다. 기존 기계식 AC 차단기는 AC 전류가 영점을 통과하는 순간을 이용하여 차단하는 방식이 대부분이므로, AC 차단기를 DC 시스템에 그대로 적용하는 것은 불가능하다. 기존에 개발된 기계식 DC 차단기는 차단시 공진 회로 등으로 영전류를 인공적으로 만들어내거나, 차단시 발생하는 아크를 소호(Quench)할 수 있는 아크 슈트(Shute) 등의 특수 장치가 추가로 설치 되어 있다.

두 번째로 단락사고 시 단락전류 상승 기울기가 매우 빠르며 그 최대치가 크다는 점이다. AC 배전에서는 발전기와 변압기 등 리액턴스 성분이 큰 기기들이 존재하여 단락 전류 상승률과 크기를 제한하는데, DC 배전에서는 전압형 컨버터의 캐패시터와 단락지점 사이에 캐이블 또는 부스바 밖에 존재하지 않으므로 사고 회로의 임피던스가 작다. 따라서 단락 전류가 매우 빠르게 증가하며 사고 전류의 최대값 또한 크다. 선박용 DC 배전 시스템에서 DC 배전반의 길이는 십여 m 이내로, 단락 사고 회로의 인덕턴스는 보통 수 μH 이내이며 직류단 전압이 1000V인 경우 초기 단락 전류 상승 기울기는 수 백 kA/ms 에 달한다 [90].

세 번째로 최근의 선박용 DC 배전 시스템은 전압형 컨버터 (Voltage Source Converter) 기반의 시스템으로 구성되는데, 단락사고 시 반도체 소자가 소손될 위험이 있다는 점이다. 최근 많이 사용되는 IGBT 모듈에는 환류용 다이오드가 함께 포함되어 있다. 이 전력 반도체의 다이오드 과전류 내량은 10 ms 기준 전류 용량의 2 ~ 4 배 정도, 5 초 기준 1.2 배 정도에 불과하다. 이는 기존 AC 기기에 비해 현저히 낮은 수치이므로 단락 사고 시 다이오드로 환류되는 전류가 반도체 모듈을 소손시키지 않도록 주의해야 한다.

선박용 DC 보호 계전 시스템은 다양한 방식으로 구현될 수 있으나,

현재 적용되는 선박의 보호 계전 시스템은 경제성을 고려하여 반도체 퓨즈(semiconductor fuse)와 소수의 SSCB (Solid-State Circuit Breaker)로 구성된다 [49]-[51]. 크게 보호 계전 시스템을 3단계로 나눌 수 있는데, 1단계는 SSCB를 통한 배전반 간 사고 전파 방지 (\sim 수십 μ s), 2단계는 반도체 퓨즈를 통한 단락 사고 지점 차단 (\sim 수 ms), 3단계는 여자 소거를 통한 발전기 보호 (\sim 수백 ms)이다. 그림 2.8에 나타난 바와 같이 SSCB는 주배전반 사이에 설치되는데, 단락 사고 발생시 수십 μ s 이내에 차단되어 단락 사고가 타 배전반에 영향을 미치지 않도록 한다. 각 부하 분기점에 연결되는 반도체 퓨즈들은 사고가 일어난 부하단을 수 ms 이내에 차단하도록 한다. 마지막으로 여자를 소거 (de-excitation) 함으로서 수 초 내에 단락 전류를 없애 발전기를 보호한다. 본 절에서는 위 3단계의 보호 계전에 대해 간략히 소개한다.

2.3.3.1 1단계: SSCB

버스타이 위치에 설치되는 SSCB는 정상 버스에서 사고 버스로 단락 전류가 공급되는 것을 빠르게 감지하고 차단하여 (수십 μ s 이내) 정상 버스는 별다른 영향 없이 운전을 지속할 수 있다. DP Class 만족을 위한 버스 간 차단은 1단계 SSCB 보호로 충분하다. 이상적으로는 모든 부하 분기점에 SSCB를 설치하면 수십 μ s 이내에 사고 지점을 차단할 수 있지만, 1000V 수천 A급의 SSCB는 가격이 비쌀 뿐 아니라 공급사가 많지 않기 때문에 버스타이 위치에만 사용된다.

SSCB는 일반적으로 그림 2.14와 같이 직병렬 반도체 소자들, 단락 사고 기울기 제한을 위한 인덕터, 환류 다이오드, RC 스너버(snubber)와 바리스터(varistor) 로 구성된다. SSCB가 단락 사고를 판단하는 방법은 크게 두 가지로 나뉜다. 하나는 전류의 절대값, 다른 하나는 전류 기울기가 일정 수치 이상일 때 단락 사고가 발생하였다고 판단하는 것인데, 전류 기울기로 사고를 판단하는 방식은 상대적으로 노이즈에 취약할 수 있다는 단점을 가지고 있지만, 적절하게 필터링된 센서 정보를 사용한다면 절대값을 읽는 방법보다 더 빠르게 사고 여부를

판단하여 더 빠른 속도로 사고를 차단할 수 있다. 전류 기울기를 얻는 방법에는 전압 센서로 양측 배전반의 전압을 읽고 그 값을 SSCB 내부 인덕턴스의 값으로 나누는 방식과 전류 센서로 그 변화량을 읽어내는 방식이 있는데, 통상적으로 전류 센서가 전압 센서보다 수 배 이상 빠르기 때문에 전류 기울기는 전류 센서로 구하는 것이 유리하다.

그림 2.15는 정격 전압이 1000V, 정격 전류가 3000A인 SSCB의 단락 사고 차단 시뮬레이션 결과이다. 전류 기울기 차단 조건 발생 5 μs 후 게이트 차단 신호가 인가되어 수십 μs 이내에 사고 전류가 최종적으로 차단된다. 단락 사고가 SWBD 1에서 발생하였지만 사고가 빠르게 차단되기 때문에 SSCB 반대측 SWBD 2의 전압은 단락 사고의 영향을 받지 않음을 볼 수 있다.

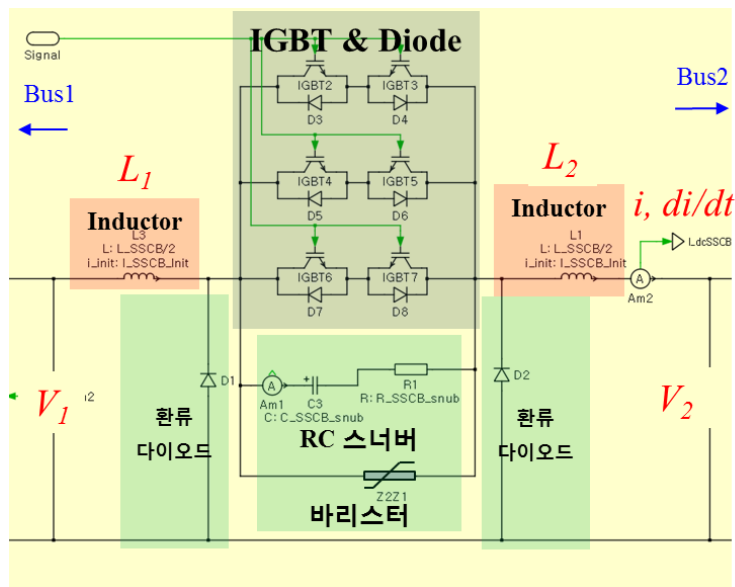


그림 2.14 SSCB 회로 모델

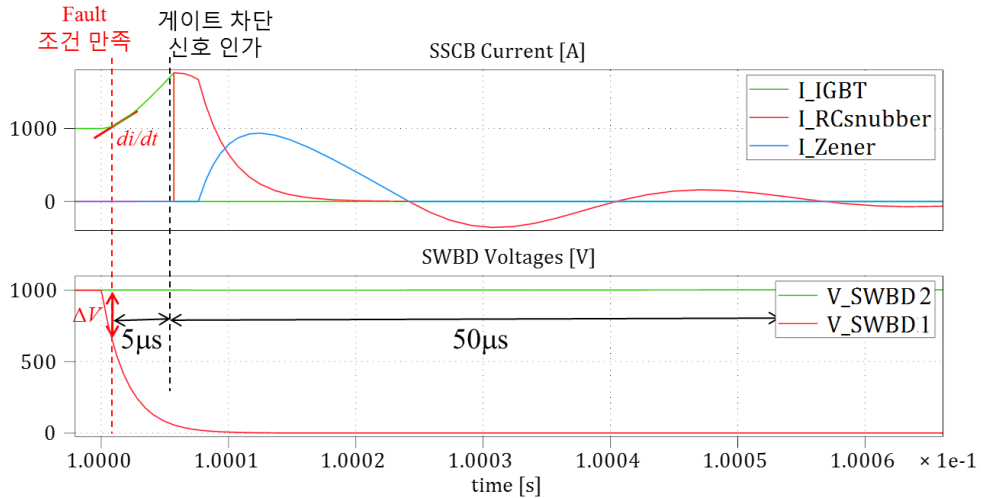


그림 2.15 단락 사고 시 SSCB 동작 시뮬레이션 (사고전 정상 전류 1000 A)

2.3.3.2 2단계: 반도체 퓨즈

반도체 퓨즈는 과전류가 흐를 때 퓨즈 내 도체의 좁은 부분(notch)이 녹아서 끊어지도록 하여 회로를 차단 및 절연하는 보호 기기이다. 퓨즈는 가격이 비교적 저렴하지만 일회성 보호 동작 후 자동으로 복구 및 리셋이 되지 않는다는 특징이 있다. 즉, 복구를 위해 시간과 비용, 노동력이 필요하다는 단점이 있다.

단락 사고 발생시 1단계 SSCB의 동작으로 타 배전반에 사고가 전파되지 않는다. 다음으로는 배전반 내 단락 사고 지점이 선택적으로 차단되어야 사고 이외의 전력 설비들이 보호 될 수 있는데, 선택용 DC 배전 시스템에서 이러한 기능을 담당하는 것이 반도체 퓨즈이다.

반도체 퓨즈가 사고 지점을 선택적으로 차단하는 원리는 그림 2.16으로 설명된다. 한 배전반에는 다수의 컨버터가 연결되어 있는데, 각 전압형 컨버터의 DC 출력단에는 스위칭 전류를 흡수하기 위한 대형 캐패시터가 장착되어 있다. 특정 컨버터에서 단락 사고가 발생하였을 때, 사고가 발생한 컨버터는 사고 기기, 그 외의 컨버터들은 보호 대상 기기가 된다. 단락 사고 발생 시, 보호 대상 기기 측 DC 캐패시터들의 에너지가 방전되며 사고 기기로부터 단락 전류가 공급되는데 사고 기기 측 퓨즈에 흐르는 전류는 보호 대상 기기들의 퓨즈에 흐르는 전류들의

합이다. 그림 2.16과 같이 한 배전반에 4개의 컨버터가 연결된 경우에는 사고 기기 측 퓨즈에 흐르는 전류는 보호 대상 기기 측 퓨즈에 흐르는 전류의 약 3배에 해당하게 된다. 퓨즈에 흐르는 I^2t 값에 따라 퓨즈의 용단이 결정되기 때문에, 사고 기기 측 퓨즈가 그 외 퓨즈들보다 먼저 용단 되어 사고 지점이 선택적으로 차단된다. 각 컨버터의 용량과 배치 구조, 부스바의 임피던스 등에 따라 사고 지점이 선택적으로 차단되지 않는 경우가 발생할 수 있기 때문에 모든 사고 지점에 대해서 퓨즈가 선택적으로 차단되는지는 상정된 사고 상황에서 사고 전류를 계산하여 확인하여야 한다. 퓨즈를 용단하기 위한 충분한 전류가 흐르지 않는 경우에는 의도적으로 캐패시터 뱅크를 DC 배전반에 추가하기도 한다 [91]-[92].

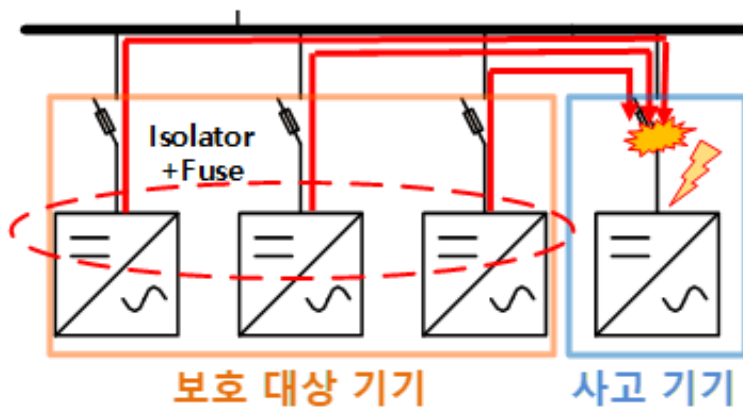


그림 2.16 반도체 퓨즈를 활용한 단락 사고 지점 선택적 차단 원리

2.3.3.3 3단계: 여자 소거 회로

발전기 정류기의 DC 출력단 바로 앞에서 단락 사고가 발생한 경우에는 2단계의 반도체 퓨즈 용단 문제와는 별개로 발전기가 단락 사고 전류를 지속적으로 공급하게 된다. 이 때 발전기는 3상 단락 사고가 발생한 상황과 같은데, 선박용 DC 배전 시스템에서는 발전기 출력단에 값비싼 ACB를 설치하는 대신 여자를 소거하여 사고를 해소한다. 수 ms 이상 과전류가 발생하면 이를 발전기 출력단 단락 사고로 판단하여 계자권선 발전기의 여자를 소거함으로서 발전기와 다이오드 정류기를 보호한다. 기존의 AC 시스템과 달리 발전기 출력단에 별도의 차단기가 필요하지 않은 이유는 사고 배전반의 정전을 감수하더라도 사고 외 배전반은 1단계 SSCB의 보호 계전 동작으로 사고 배전반과 분리되기 때문이다. DP Class 2, DP Class 3 선박은 배전반 하나가 정전되더라도 그 외의 전력 시스템으로 부하들을 정상적으로 운용할 수 있도록 설계되어 있다.

2.3.4 에너지 저장 장치

배터리 에너지 저장장치 (BESS; Battery Energy Storage System) 는 나날이 에너지/출력 밀도가 높아지는 동시에 가격 경쟁력이 높아지고 있다. 이에 따라 더 많은 선박에 배터리 에너지 저장장치가 적용되고 있는데, 수십 km 이내를 왕복하는 페리의 경우 에너지원으로 디젤 엔진 대신 배터리만 사용하도록 설계하기도 한다 [93]-[95]. 현재의 일반적인 선박용 DC 배전 시스템에서는 주 에너지원이 엔진의 화석연료이며, 에너지 저장장치는 선택적으로 설치된다. 에너지 저장장치는 다음과 같은 기능들을 한다.

먼저, 에너지 저장 장치는 발전기 탈락 등과 같은 비상 상황에 대비한 전력 예비력으로 활용되어 중요 부하에 연속 전력 공급을 가능하게 한다. DP 선박에서는 앞서 설명한 바와 같이 예비력을 확보하기 위하여 엔진발전기가 낮은 부하율에서 운전되는 경우가 많은데, 에너지 저장장치로 충분한 예비력을 확보하면 엔진이 평균적으로 보다 높은 부하율에서 운전될 수 있다. DC 시스템에서 엔진의 가변속 운전을 통해 경부하 연비를 개선하였다고 하더라도, 그림 2.5에 나타난 바와 같이 부하율이 높을수록 연비가 좋다. 따라서 에너지 저장 장치로 확보한 전력 예비력은 선박의 전체 연료 효율을 개선시킨다.

엔진발전기의 회전 속도가 낮아질수록 엔진발전기의 최대출력은 그림 2.17과 같이 줄어든다. 따라서 최적 효율 운전을 위해 엔진이 저속으로 운전되는 중 부하가 급증한다면 엔진이 충분한 출력을 내지 못하고 탈조할 가능성이 있다. 이와 같은 이유로 에너지 저장장치의 예비력이 없다면 엔진발전기는 최적 효율 운전을 다소 포기하고 최적 속도보다 더 높은 속도에서 운전되어야 한다. 하지만 에너지 저장장치를 설치한다면 에너지 저장장치가 과도 부하를 감당하는 동안 엔진발전기를 가속시킬 수 있기 때문에, 엔진은 과도 부하 대응을 위한 여유 없이 최적 효율 운전점에서 운전될 수 있다. 이 외에도, 에너지 저장 장치의 예비력을 활용하여 엔진발전기만으로 출력할 수 없는 과부하를 짧은 시간동안 감당하는 첨두부하 저감 (peak-shaving) 기능을 수행할 수 있다.

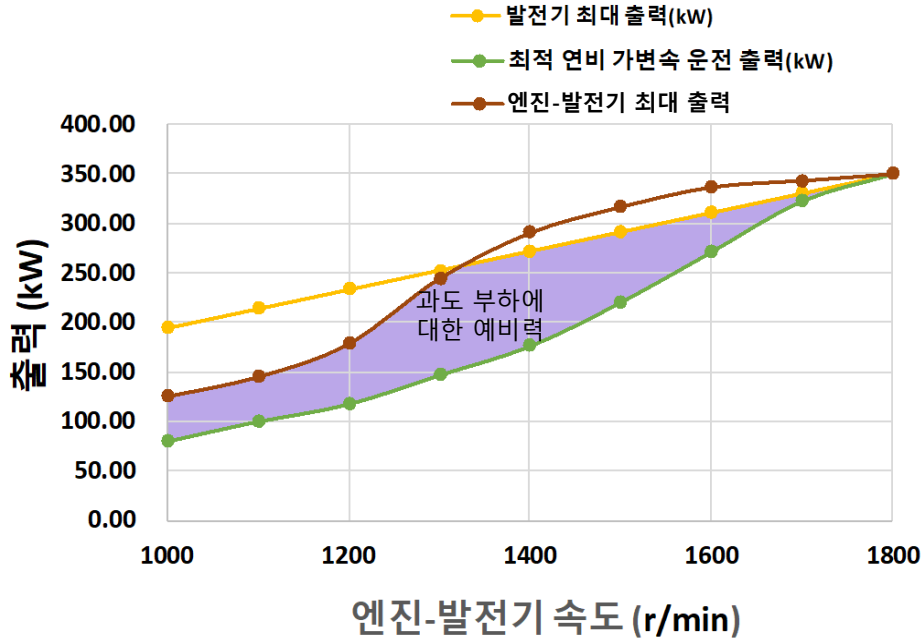


그림 2.17 엔진발전기의 속도에 따른 최대출력 및 예비력 예시 [76]

에너지 저장장치는 보통 DC/DC 컨버터를 통해 DC 배전반에 연결된다. 에너지 저장장치의 제어에 대해서는 많은 제어 방식이 제안되고 있으나, 그림 2.18과 같이 캐스케이드 형태의 전압, 전류 제어기로 구성하는 것이 일반적인 제어 방식이다. 이 때 에너지 저장장치의 전류/출력 제어 대역폭은 수백 Hz, 전압 제어 대역폭은 수십 Hz 수준에 달한다. 엔진의 조속기나 AVR의 제어 대역폭은 최대 수 Hz 수준이므로, 이보다 수십배 빠른 에너지 저장장치의 제어 대역폭은 시스템 제어 동특성을 향상시킨다. 특히 다이오드 정류기가 적용된 DC 배전 시스템의 경우 부하 탈락시 과전압 발생이 불가피한데, 빠른 동특성의 에너지 저장장치는 저항으로 에너지를 태워 과전압을 해소시키는 VPL (Voltage Peak Limiter) 의 역할을 대신하여 잉여 에너지를 에너지 저장장치에 저장시킬 수 있다.

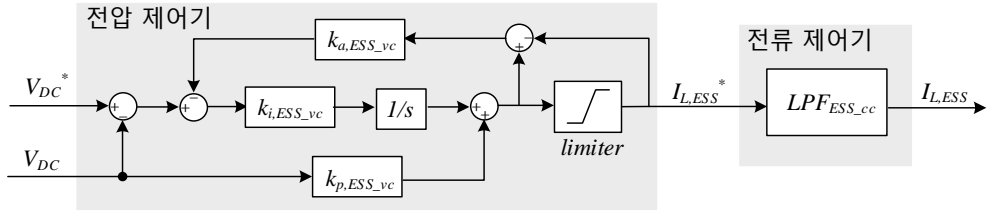


그림 2.18 캐스캐이드 형태의 에너지저장장치 (ESS) 전압/전류 제어기

또한, 에너지 저장장치를 설치하면 전략적으로 부하율을 가변 (strategic loading) 하여 엔진의 총 연료소모량을 저감시키는 기능을 수행할 수 있다. 예를 들어, 엔진 부하율이 낮아 연비가 나쁠 때 배터리를 충전하고 엔진 부하율이 높을 때 배터리를 방전하면 발전기의 부하율을 평준화시켜 연료 소모량을 저감할 수 있다 [96]. 이와 같이 부하율을 의도적으로 가변하며 연비를 개선시킬 때에는 ESS의 왕복 입출력 효율을 반드시 고려하여야 한다.

마지막으로, 배터리 운전 모드 (Zero-emission operation) 에서는 엔진을 정지시키고 배터리의 에너지만으로 일정 시간동안 전력을 공급하는 것이 가능하다. 배터리 운전 모드에서는 매연 배출 제한 구역 (ECA; Emission Controlled Area) 혹은 항구 인근에서 화석 연료를 사용하지 않고도 선박에 추진력 일부를 공급할 수 있다. 10 MW급 선박 전력 시스템에 설치되는 에너지 저장장치의 정격 용량과 출력은 각각 1 MWh, 1 MW 안팎의 수준으로 정격 부하의 약 10% 수준이지만, 선박의 추진에 필요한 전력은 속도의 약 3승에 비례하기 때문에 배터리 1 MW의 출력으로도 정격 속도의 약 절반의 속도로 항해가 가능하다.

2.3.5 PMS

PMS (Power Management System) 는 전력 운용을 관리하는 장치로, 선내 중요 부하들이 항상 안정적인 전력을 공급받을 수 있도록 돕는다. PMS의 대표적인 역할 3 가지는 다음과 같다.

- 부하에 따라 사용 가능한 발전기 수를 제어하고 발전기 간 부하 분배를 수행한다.
- 과부하 및 정전을 피하기 위해 특히 대용량 부하 장치를 제어한다.
- 전체 또는 부분 정전 시 자동 정전 복구를 수행한다.

그림 2.19는 두 개의 엔진-발전기와 1개의 버스 타이로 구성된 주 배전반에서의 PMS 구성 예시이다 [89]. PMS는 발전기 차단기 컨트롤러 (C3), 엔진-발전기 컨트롤러 및 버스타이 차단기 컨트롤러 (C4), 중요 부하 컨트롤러 (C2) 등을 제어한다. 시스템에 에너지 저장 장치가 포함된 경우에는 PMS는 PEMS (Power & Energy Management System) 혹은 EMS (Energy Management System) 라고 부르기도 한다.

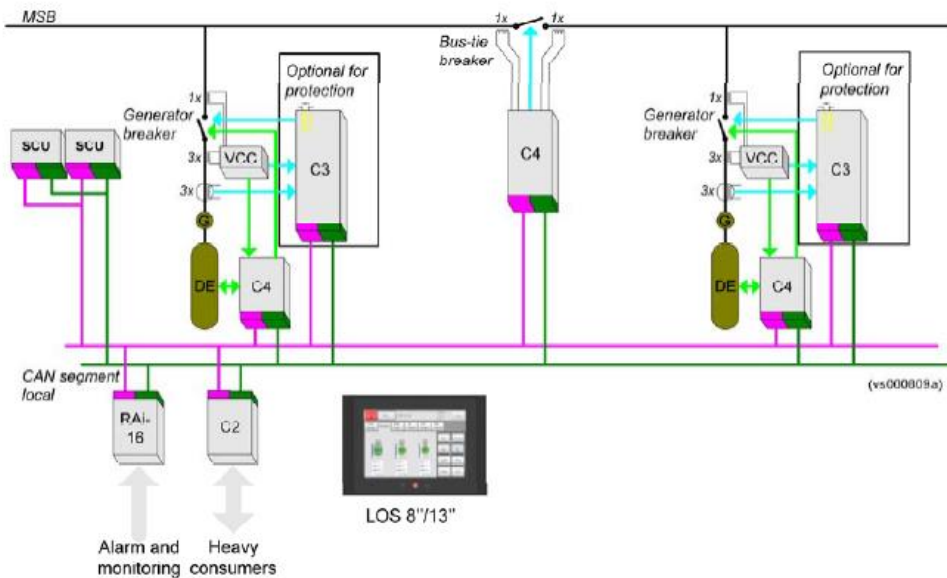


그림 2.19 PMS 구성 예시 [89]

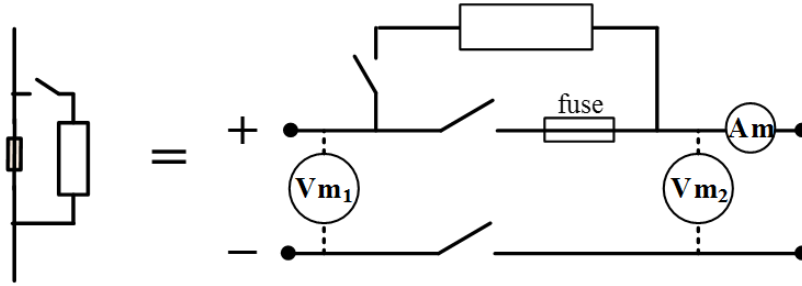


그림 2.20 DC 시스템의 접속 모듈 (connection box)

그림 2.20의 접속 모듈 (connection box)은 배전반 곳곳에 배치되어 이를 그대로 여러 전장품을 연결하고 끊는 역할을 수행하며 PMS에 의해 제어된다. 접속 모듈은 부하 컨버터가 배전반에 연결될 때 컨버터의 직류단 캐패시터를 초기 충전하는 역할을 수행한다. 접속 모듈에는 보호 계전을 위한 퓨즈와 전압/전류 센서도 포함될 수 있다.

PMS가 수행하는 대표적인 기능으로 정전 상태에서 발전기와 부하를 투입하는 복전 기능, 병렬 발전기 투입 기능, 배전반 동기화 기능 등이 있다. 본 절에서는 기존 DC 배전 시스템에서 사용되는 PMS 기능의 예시로 배전반 동기화 기능을 간략히 기술한다. 그림 2.21은 예시 DC 배전 시스템 회로도를 나타내며, 그림 2.22는 PMS의 배전반 동기화 순서도와 이 때의 발전기들의 운전점 변화를 나타낸다. 크게 배전반 동기화는 두 단계에 걸쳐 이루어지는데, 1 단계에서는 두 배전반의 전압이 같아질 때까지 드롭 지령이 조정된다. 다음으로, 배전반들의 전압 차이가 일정 오차 범위 이내로 줄어들면 SSCB와 접속 모듈을 작동시켜 두 배전반을 물리적으로 연결한다. 배전반이 정상적으로 연결되었을 시, 2 단계로 양 측의 발전기에 동일한 드롭 지령을 주어 발전기들이 부하를 균일하게 분담하도록 한다.

본 논문에서 제안하는 시스템도 이러한 PMS 기능들이 구현될 수 있어야 한다. 따라서, 대표적인 PMS 기능들은 시뮬레이션과 실험으로 구현하고 검증하였다.

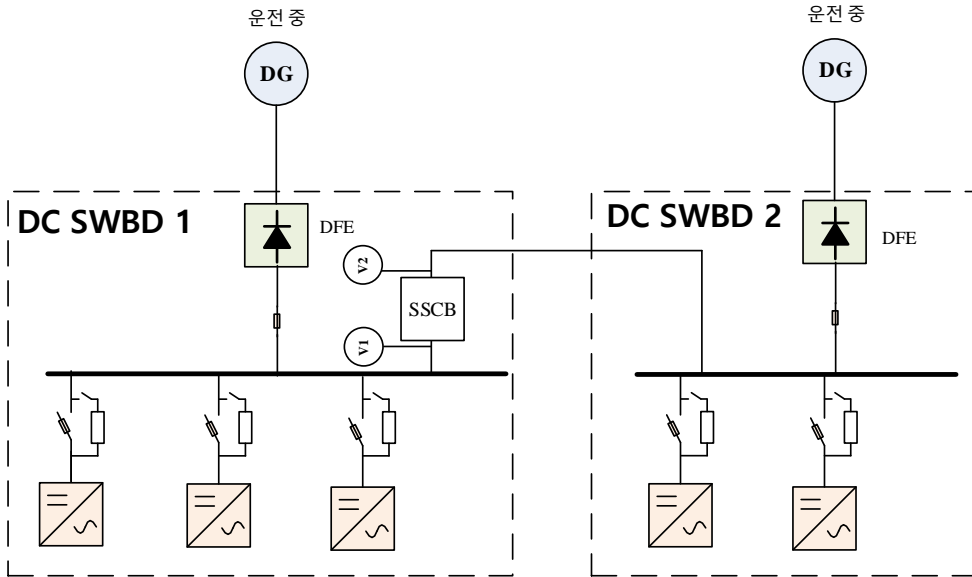


그림 2.21 PMS 순서도 예시를 설명하기 위한 DC 배전 시스템 회로도

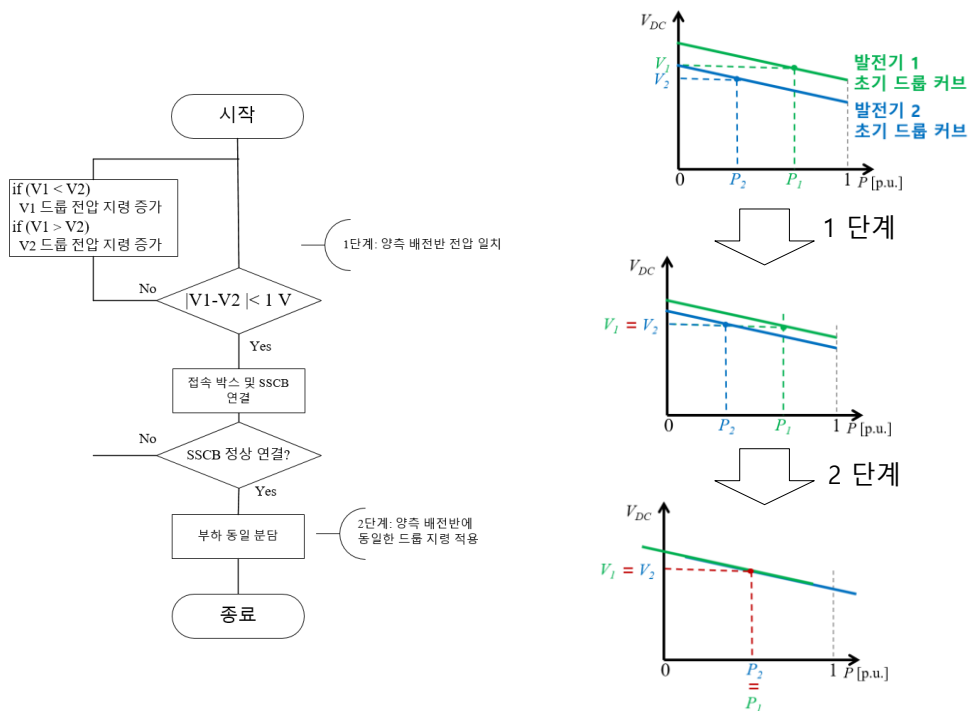


그림 2.22 PMS 순서도 및 양측 발전기 운전점 변화 - 배전반 동기화

제 3장 제안하는 DC 선박 계통의 발전부 구성

본 장에서는 발전부가 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 이루어진 선박용 DC 배전 시스템을 제안하며, 제안하는 시스템의 운전 원리와 연료 절감 가능성 등을 분석한다. 본 장의 분석에서 통신 시스템, 전력 설비의 중복성 (redundancy), 부하 변동 제한 등의 기준은 2 장에서 기술한 선박용 전력 시스템의 특징을 따른다고 가정하였다.

3.1절에서는 제안하는 시스템의 발전부 구성을 소개하고, 기존 선박용 DC 배전 시스템에서 주로 사용되는 발전부 구성과의 장단점을 비교한다.

3.2절에서는 제안하는 시스템 적용 시 엔진-발전기 운전 영역이 발전기 파라미터에 따라 어떻게 변화하는지 분석한다.

3.3절에서는 디젤 엔진의 연비 지도를 고려하였을 때 기존 방식 대비 제안하는 시스템의 연료 절감율과 이에 따른 연간 연료비 절감 금액을 분석한다.

3.4절에서는 제안하는 시스템의 보호 계전 방식을 3단계로 구분하여 제시하며, 각 단계의 보호계전을 시뮬레이션으로 검증한다.

3.5절에서는 제안하는 시스템의 제어기 구성에 대하여 기술한다. 전압 제어기의 구성과 부하 탈락에 대비한 Voltage Peak Limiter (VPL)와 에너지 저장장치의 개입, 병렬 운전을 위한 드롭 제어와 PMS 알고리즘에 관하여 설명하고 시뮬레이션으로 검증한다.

3.1 DC 선박 계통의 발전부 구성

본 절에서는 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 사용하는 DC 배전 시스템의 발전부 구성을 제안하며, 이를 기존 발전부 구성과 비교한다.

제안하는 발전부 구성은 그림 3.1과 같다. 2.3.1절에서 소개한 기존 발전 시스템 (그림 2.11) 과 제안하는 발전 시스템을 몇 가지 대표적인 관점에서 비교한 결과는 표 3.1와 같다. 표 3.1에서 각 항목에 대하여 좋은 지표를 나타내는 시스템은 진한 글씨로 표시하였다.

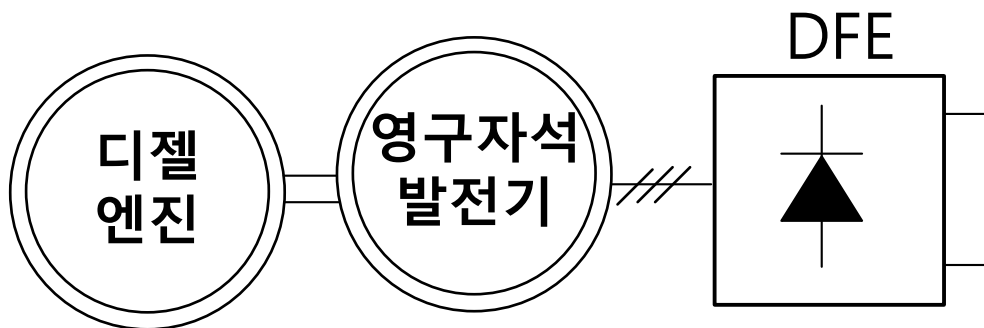


그림 3.1 제안하는 발전부 구성: 영구자석 발전기와 다이오드 정류기

표 3.1 DC 배전 시스템의 발전부 구성에 따른 장단점 비교

	그림 2.11 (a)	그림 2.11 (b)	그림 3.1
발전기	계자권선 발전기	영구자석 발전기	영구자석 발전기
정류기	다이오드 정류기	PWM 컨버터	다이오드 정류기
계자 회로 & AVR	필요	불필요	불필요
발전기 효율	낮음	높음	보통
정류기 효율	높음	낮음	높음
신뢰성	보통	낮음	높음
전압제어 동특성	느림 (수 Hz)	빠름 (수십 Hz)	느림 (수 Hz)
설치 비용	낮음	높음	보통
운영 비용	높음	높음	낮음

먼저 발전기를 비교하였을 때, 영구자석 발전기는 계자 권선형 발전기보다 설치 비용이 높은 대신 운영 비용이 낮다. 영구자석 발전기의 무게와 부피는 계자권선형 발전기의 약 절반 수준에 불과하며, 상대적으로 구조가 단순하여 이중 여자 회로나 AVR 등의 제어 장치를 필요로 하지 않으므로 신뢰성이 높다. 또한 여자 (excitation) 를 위한 별도의 제어 장치나 회로가 없기 때문에, 그림 3.2와 같이 정격 부하 기준으로 영구자석 발전기의 효율은 계자권선 발전기의 효율보다 2 % 가량 높다 [97]. 특히 기본 여자 손실의 차이 때문에 경부하일수록 영구자석 발전기와 계자권선 발전기의 효율은 더 크게 차이 나는데, 20 % 부하율에서는 약 5 % , 10 % 이하의 부하율에서는 약 10 % 이상의 효율 차이가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 특히 2장에서 기술된 바와 같이, DP 선박의 전력 시스템은 최악의 기상환경을 고려하여 설계되며 DP 규정에 의거하여 예비력을 확보해야 한다. 이로 인해 엔진발전기는 대부분의 시간 동안 경부하에서 운전된다. 따라서 영구자석 발전기의 높은 경부하 효율은 선박용 전력 시스템에서 특별히 더 큰 장점이 될 수 있다.

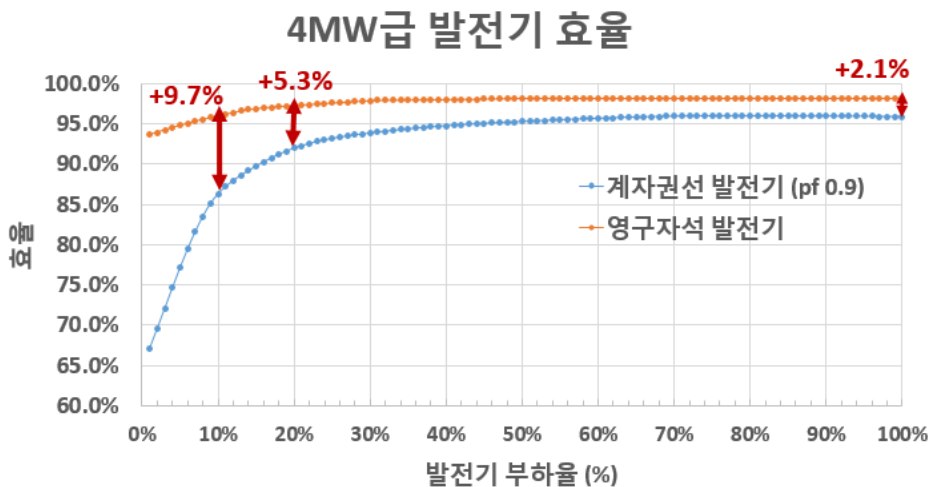


그림 3.2 4MW급 계자권선 발전기와 영구자석 발전기의 효율 [97]

또한 영구자석 발전기에는 댐퍼 권선이 없기 때문에 차과도 (sub-transient) 임피던스 성분이 없다. 이로 인해, 영구자석 발전기는 단락 사고 시 사고 전류가 상대적으로 적어 단락 사고 대응에 용이하다는 장점이 있다. 이 뿐 아니라 발전기가 병렬 운전되는 경우, 직류단과 발전기에 주로 6고조파 성분의 전류가 흐르는데 차과도 임피던스가 없는 영구자석 발전기는 계자권선 발전기보다 고조파 전류가 작다.

영구자석 발전기는 여자 회로가 없는 대신 자체적으로 자속을 조정할 수 없다는 단점이 있다. 계자권선 발전기의 경우, AVR로 여자 전류를 제어하여 엔진의 속도나 부하의 크기에 관계없이 출력전압을 일정하게 유지할 수 있다. 하지만 영구자석 발전기는 엔진의 속도에 비례하여 단자 전압이 변하고, 부하가 증가할수록 단자 전압이 줄어든다. 기존 DC 배전 시스템에서 영구자석 발전기를 사용하는 경우, 그림 2.11 (b)와 같이 능동적으로 전압을 제어할 수 있는 PWM 컨버터를 함께 사용하는 이유도 이에 기인한다. 이 외에 영구자석 발전기의 단점으로는 상대적으로 비싼 초기 설치 비용을 들 수 있다. 정격 출력이 수백 kW 이하인 발전기의 경우, 영구자석 발전기와 계자권선 발전기 모두 비교적 용이하게 양산품을 구할 수 있다. 하지만 수 MW급의 대형 영구자석 발전기는 보통 주문 제작 방식으로 설계·제작 되고 특히 대형 자석의 착자가 까다로워 제작이 어렵기 때문에 계자권선 발전기보다 가격이 비싸다.

다음으로 정류기를 비교하면, 다이오드 정류기가 PWM 컨버터 정류기에 비하여 전력 변환 효율이 다소 높으며 신뢰성 또한 더 뛰어나다. 논문에서 대상으로 하는 수 MW, 1000 V_{DC} 시스템 기준에서 다이오드 정류기의 전력 변환 효율은 99.5 % 이상에 달한다. 한 편, 하드 스위칭으로 인한 스위칭 손실로 인하여 PWM 컨버터 정류기는 정격 출력에서 전력 변환 효율이 약 96 %~98 % 수준이다 [98]. 정류기 효율만 비교하면 다이오드 정류기의 효율이 PWM 컨버터 정류기의 효율보다 더 높은 것처럼 보이나, PWM 컨버터 사용 시 발전기의 MTPA (Maximum Torpqe Per Ampere) 운전이 가능하고 발전기 전류의 THD (Total Harmonic

Dictortion) 가 개선되므로 다이오드 정류기를 적용하는 시스템과 PWM 컨버터를 적용하는 시스템의 종합적인 효율은 비슷한 수준으로 볼 수 있다. 뿐만 아니라, 발전기의 전류 THD를 어느 정도 희생하여 PWM 컨버터의 스위칭 주파수를 낮출 경우 정류기 측의 효율은 DFE와 거의 동일하게 유지하면서 발전기의 동손을 수십 % 가량 줄일 수도 있다. 단, DFE의 경우와 동일한 직류단 전압 조건에서 PWM 컨버터가 발전기 MTPA 운전을 하기 위해서는 영구자석 발전기의 역기전력을 DFE의 경우보다 더 낮게, 전류 용량은 더 크게 설계하여야 한다.

신뢰성 측면에서는 수동 소자로 이루어진 다이오드 정류기가 제어 회로와 능동 반도체 소자로 이루어진 PWM 컨버터에 비해 유리하다. 가격 측면에서도 수동 소자인 다이오드 정류기가 PWM 컨버터에 비해 현저히 저렴하다. 정류기 자체 가격도 차이가 나지만 PWM 컨버터로 구동되는 발전기는 PWM 스위칭으로 인한 빠른 전압 상승률 (dv/dt) 을 견딜수 있도록 설계되어야 하기 때문에, 다이오드 정류기를 적용하면 발전기 가격 또한 함께 저렴해진다.

종합적으로, 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 구성된 본 논문에서 제안하는 발전부 구성은 기존 시스템들에 비하여 효율과 신뢰성이 높다는 장점을 가지고 있다. 최근의 선박용 DC 배전 시스템에서 주로 적용되는 발전부 구조인 그림 2.11 (a)와 비교해보았을 때, 영구자석 발전기의 적용으로 인해 초기 투자 비용은 다소 증가할 수 있지만 유지 보수 비용과 연료비를 절감할 수 있다는 장점을 가진다.

앞서 설명하였듯이, 영구자석 발전기의 출력 전압은 부하와 엔진 속도에 따라 결정된다. 하지만 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 적용하더라도 특정 운전 영역에서는 DC 전압을 일정하게 유지할 수 있다. 다음 절에서는 영구자석 발전기로 DC 전압을 일정하게 유지하는 운전 방법과 그러한 운전 방법을 적용할 때의 엔진-발전기 운전 영역 제한에 대하여 기술한다.

3.2 제안하는 시스템의 엔진-발전기 운전 영역

본 절에서는 발전부가 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 이루어졌을 때의 엔진-발전기 운전 영역을 분석한다.

먼저 3.2.1절에서는 직류단 전압을 일정하게 유지할 수 있는 엔진-발전기의 운전 영역을 AC 기본과 근사회로를 바탕으로 분석한다. 단순화된 근사 회로를 기반으로 분석하여 영구자석 발전기 파라미터가 엔진-발전기 운전 영역에 미치는 영향을 용이하게 해석할 수 있다.

3.2.2절에서는 3.2.1절의 분석으로부터 구한 제안하는 시스템의 운전영역을 엔진 연비 지도에 나타난 엔진의 최적효율 운전점과 비교한다. 이로부터 직류단 전압을 일정하게 제어하는 동시에 엔진을 최대한 효율적으로 운전할 수 있는 방법에 대해 기술한다.

3.2.3절에서는 보다 정확한 엔진 발전기 운전 영역을 확인하기 위하여 다이오드 정류 부하 시뮬레이션을 수행하고, 이를 3.2.1절의 AC 기본과 근사 회로의 결과와 비교한다.

3.2.1 발전기 파라미터에 따른 운전 영역

3.2.1.1 AC 기본과 근사 회로

제안하는 발전부의 회로는 그림 3.3과 같이 나타낼 수 있다. 다이오드 정류 부하는 비선형 부하이며, DC 단이 용량성 부하로 구성되어 있을 때 다이오드 정류기는 부하의 크기에 따라 다이오드 도통 모드가 그림 3.4와 같이 4 가지로 나누어진다고 [57]. 경부하 운전은 도통하는 다이오드 개수가 2 개와 0 개를 반복하는 그림 3.4 (a)의 2/0 도통 모드에 해당하며, 부하가 증가함에 따라 2/3/2/0 모드를 거쳐 2/3 모드, 3/3 모드로 변화한다.

본 절에서는 그림 3.3의 다이오드 정류 부하를 다음과 같은 가정들을 기반으로 근사하여, 그림 3.5 (a)의 상 등가회로에서 분석한다.

가정 1. 직류단 전압 일정

가정 2. 영구자석 발전기의 권선 저항 및 다이오드 무시

가정 3. 고조파 성분 무시, 단위 역률

DC 단이 용량성이라는 사실을 고려할 때 가정 1은 큰 오차를 야기하지 않는다. 그리고 대용량 발전기의 경우, 상 저항은 상 리액턴스 성분에 비하여 현저히 작고, 정격 DC 전압 1000 V에 비하여 다이오드 정류기에서의 수 V 전압 강하 또한 무시할만 한 수치이기 때문에 가정 2 또한 회로 분석에 큰 오차를 야기하지 않는다. 그러나 기본파 성분만을 고려하는 가정 3은 다이오드 정류 모드가 그림 3.4 (d)의 3/3 모드가 아닐 때에는 특히 큰 오차를 야기할 수 있다. 이렇게 근사 회로를 활용하여 엔진발전기의 운전 영역을 분석하면 엔진발전기의 운전 조건 (속도와 출력)과 직류단 전압의 관계를 얻는데 있어 다소 정확성은 떨어진다. 그러나 이와 같은 가정들은 회로를 단순화하여 제안된 시스템의 운전 원리를 쉽게 이해할 수 있게 하며 영구자석 발전기의 무부하 역기전력, 자속, 그리고 상 리액턴스 등의 설계 변수를 정하는데 도움을 준다.

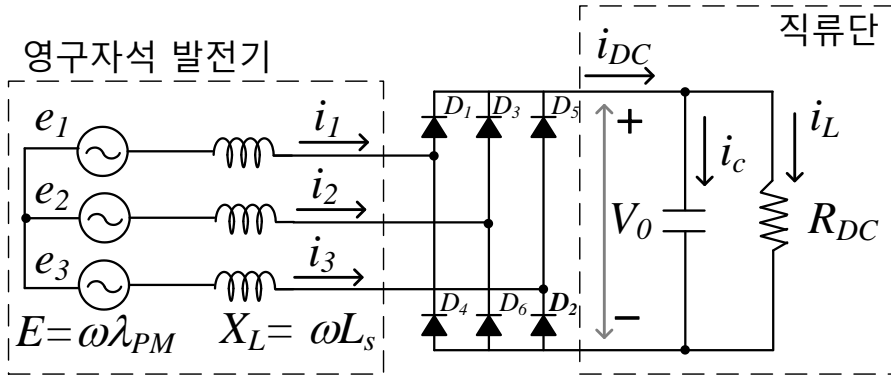


그림 3.3 제안하는 발전부 구성의 회로도

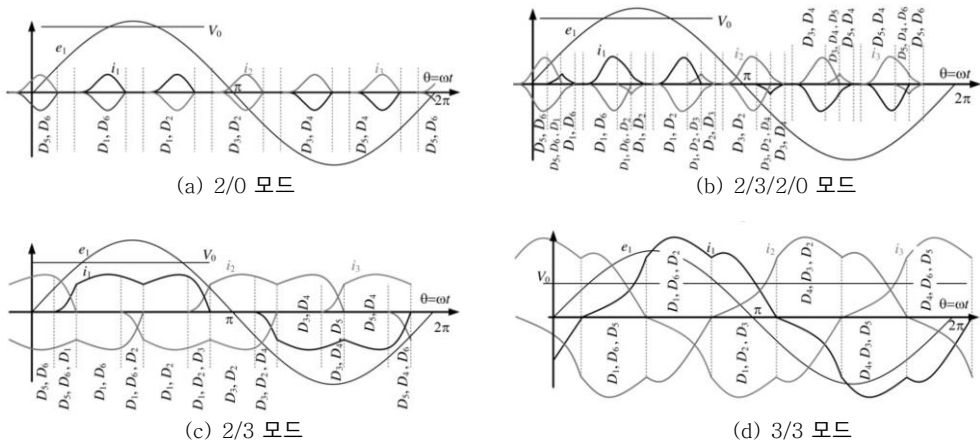


그림 3.4 3상 다이오드 정류기 도통 모드 [57]

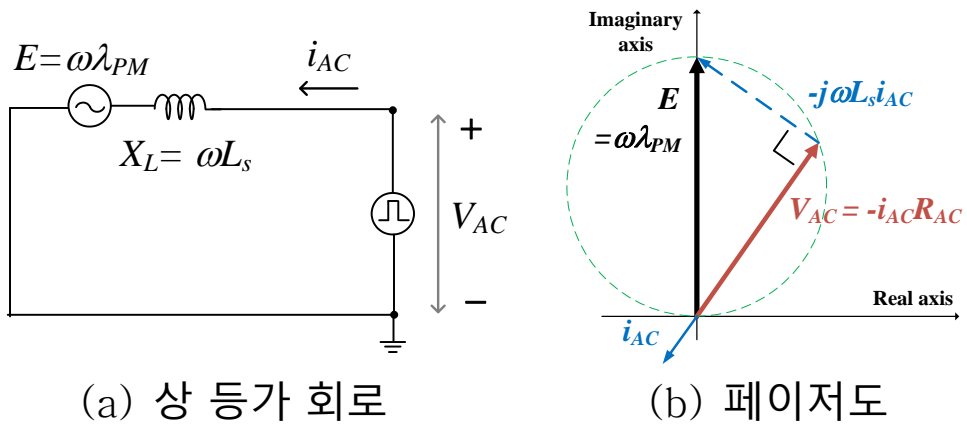


그림 3.5 정류 부하를 AC 기본파로 근사한 상 등가 회로와 페이저(phasor)도

그림 3.5 (a)의 등가회로 파라미터는 그림 3.3의 다이오드 정류 부하에서의 파라미터와 다음의 관계를 가진다. 먼저 영구자석 발전기 부분은 동일하며, 발전기의 역기전력, E , 와 상 리액턴스, X_L , 은 발전기의 회전속도, ω , 에 비례한다. 또한 상 등가 회로에서 전류가 발전기로 들어가는 방향일 때 양의 전류 부호를 가진다. 그림 3.5 (a)의 부하 전압 V_{AC} 와 그림 3.3의 직류단 전압 V_0 의 관계는 (3.1)과 같이 나타낼 수 있다. 이는 직류단 전압이 일정하다는 가정 1의 조건에 따라 영구자석 발전기의 단자전압이 식스 스텝 운전 (six-step operation)의 경우와 같이 나타나기 때문이다. 식스 스텝 운전 시 직류단 전압과 AC 전압의 기본파와의 관계는 (3.1)과 같이 표현 될 수 있다. 식 (3.1)의 전압 관계와 더불어 그림 3.3의 DC 부하와 그림 3.5 (a) AC 부하의 출력이 같아야 한다는 조건을 사용하면, 그림 3.3의 R_{DC} 와 그림 3.5 (a)의 부하 전압 R_{AC} 의 관계는 (3.2)와 같이 나타낼 수 있다. AC 측 성분들은 상 피크 값으로 표시하였다.

$$|V_{AC}| = \frac{2}{\pi} V_0. \quad (3.1)$$

$$R_{AC} = \frac{6}{\pi^2} R_{DC}. \quad (3.2)$$

먼저, 정격 출력, P_{rated} , 와 정격 속도, ω_{rated} , 에서 직류단 전압이 정격 전압, $V_{DC,base}$, 가 되어야 하고, (3.1)에 따라 직류단 정격 전압에 해당하는 AC 정격 전압은 (3.3)과 같이 표현할 수 있다.

$$|V_{AC,rated}| = \frac{2}{\pi} V_{DC,rated}. \quad (3.3)$$

이 때 그림 3.5 (b)의 페이지도로부터 영구자석 발전기의 정격 속도에서의 무부하 역기전력 (no-load back emf), E_0 , 은 (3.4)와 같이 설계되어야 함을 알 수 있다. 그리고 이에 해당하는 영구자석 발전기의

자속, λ_{PM} ,은 (3.5)와 같다. $L_{p.u.}$ 는 발전기 상 인덕턴스의 per-unit 값을 의미하며, P 는 극 수, ω_m 은 기계 회전각속도를 의미한다.

$$E_0 = \sqrt{1 + L_{p.u.}^2} V_{AC,base}. \quad (3.4)$$

$$\lambda_{PM} = \frac{E_0}{(P/2)\omega_m}. \quad (3.5)$$

발전기 속도가 정격 속도로 고정되었을 때 부하의 크기에 따른 단자전압 변화는 페이지도 상에서 그림 3.6과 같이 나타낼 수 있다. 식 (3.4)에 따라 정격 부하에서 발전기의 단자 전압이 정격 전압이라면, 부하가 감소함 ($i_{rated} > i_1 > i_2$) 에 따라 단자 전압이 증가함 ($V_{AC,rated} < V_1 < V_2$)을 알 수 있다. 최종적으로 무부하에서는 단자 전압은 무부하 역기전력 E_0 에 수렴한다. 이와 같이 발전기의 속도가 정격 속도로 고정된다면 부하의 크기에 따라 단자 전압, 즉 직류단 전압이 가변하기 때문에 직류단 전압을 일정하게 유지할 수 없음을 확인할 수 있다.

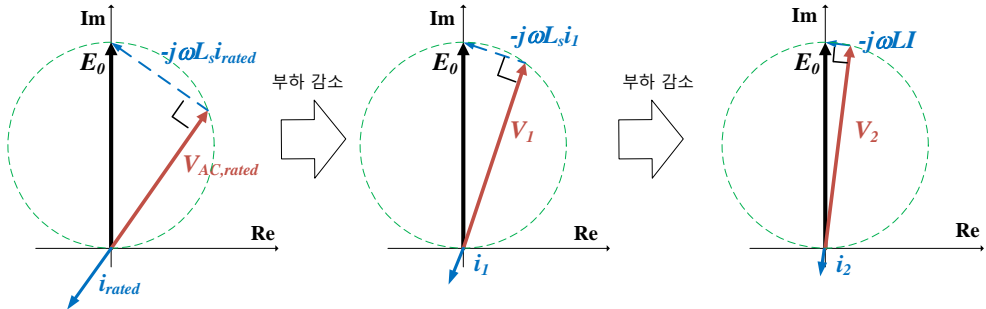


그림 3.6 정격 속도 운전시, 부하에 따른 발전기 단자 전압 변화

하지만 DC 배전 시스템에서는 엔진 발전기의 속도가 가변될 수 있으므로, 부하의 크기에 따라 발전기의 속도를 조정하여 단자전압을 일정하게 유지할 수 있다. 식 (3.6)과 같이 발전기 속도의 per-unit 값을 k 로 나타냈을 때, 발전기 속도 k 에 따라 단자 전압을 정격 전압으로 유지할 수 있는 출력 조건은 (3.7)과 같이 나타난다. 정격 속도 ($k = 1$)에서는 정격 출력에서 정격 전압을 얻을 수 있고, 발전기 속도 k 가 $\frac{1}{\sqrt{1+L_{p.u.}^2}}$ 에서 무부하 출력에서 정격 전압을 얻을 수 있음을 알 수 있다. 또한 발전기 속도 k 가 $\frac{1}{\sqrt{1+L_{p.u.}^2}}$ 보다 작아지면, 무부하 역기전력이 이미 정격 전압보다 낮기 때문에 정격 전압을 얻을 수 있는 부하 조건이 존재하지 않는다.

$$k \equiv \frac{\omega_{rm}}{\omega_{rm, rated}}. \quad (3.6)$$

$$P(k) = \frac{\sqrt{k^2(1+L_{p.u.}^2)}-1}{kL_{p.u.}} P_{rated}, \text{ where } k \geq \frac{1}{\sqrt{1+L_{p.u.}^2}}. \quad (3.7)$$

식 (3.7)에서부터 알 수 있듯이, 일정 단자 전압을 유지할 수 있는 엔진발전기의 속도와 출력의 조합 관계는 발전기의 per-unit 상 인덕턴스, $L_{p.u.}$,에 영향을 받는다. 그리고 몇 가지 발전기의 서로 다른 per-unit 상 인덕턴스 값에 대하여 발전기의 운전점을 정규화 (normalized) 된 출력-속도 ($P-\omega$) 평면 상에 표시하면 그림 3.7과 같다. 예를 들어 상 인덕턴스가 50 % 인 발전기의 경우, 정확히 검은 색 실선을 따라 엔진발전기 속도를 제어하며 운전한다면 모든 부하율에 대해서 직류단 전압을 일정하게 유지할 수 있다. 그림 3.7에서 인덕턴스가 50 % 일 때 엔진발전기의 최저 운전 속도는 90 % 에 해당하며, 인덕턴스가 80 % 일 때는 최저 운전 속도 78 %, 인덕턴스가 100 % 일 때에는 최저 운전 속도가 약 71 %에 해당한다는 것을 확인할 수 있다.

실제 대형 발전기의 상 인덕턴스 값 예시는 표 3.2와 같다. 표 3.2의

항목 1, 2 는 산업용 영구자석 발전기의 파라미터이며, 각 정격 용량이 2.5 MW, 5.85 MW인 항목 3, 4 발전기는 풍력 발전 시스템에 적용된 영구자석 발전기의 파라미터들이다. 표 3.2로부터 대형 영구자석 발전기의 per-unit d 축 인덕턴스는 30 % ~ 60 % 정도의 값을 가지는 것을 알 수 있고, 발전기가 돌극성 (saliency) 을 가지고 있음을 알 수 있다. q 축 인덕턴스는 엔진-발전기의 운전점에 큰 영향을 미치지 않는데, 이에 대한 분석은 다음 절에 기술하였다.

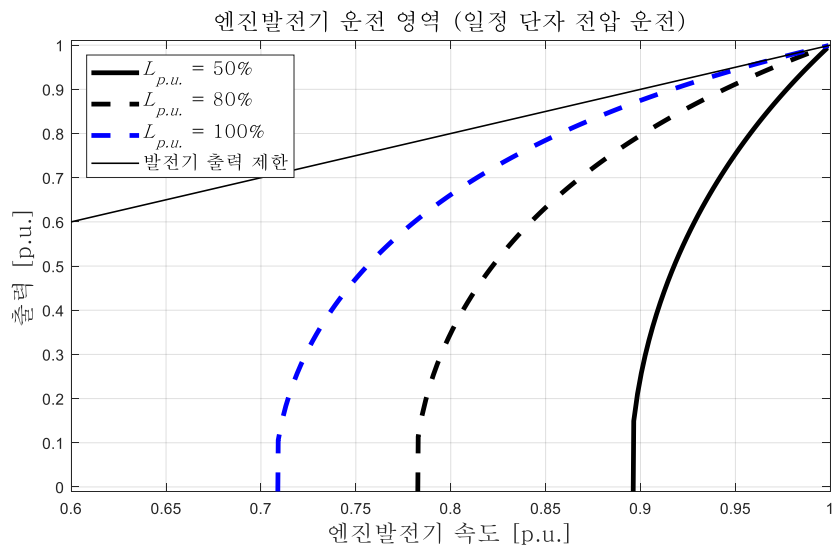


그림 3.7 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역

표 3.2 대형 영구자석 발전기 파라미터 예시

항목	정격 출력 [kW]	정격 속도 [r/min]	정격 전압 [V]	극수	Per-unit 상 인덕턴스 (L_d, L_q)
1	400	1800	540	8	28 %, 53 %
2	500	750	1140	20	40 %, 47 %
3	2500	1650	750	8	59 %, 106 %
4	5850	1100	690	6	60 %, 78 %

현실적으로 발전기의 속도를 완벽하게 그림 3.7의 선을 따라 제어할

수는 없다. 또 2.2.1절에서 DC 배전 시스템의 전압 변동 기준에 관해 언급한 바와 같이 직류단 전압이 정확히 정격 전압일 필요는 없다. 본 논문에서는 대부분의 표준 문서들의 기준에 따라 $\pm 10\%$ 의 직류단 전압 정상상태 오차를 하는 것으로 가정하였다. 이러한 정상상태 전압 오차를 고려하여 직류단 전압이 일정 범위 (정격 전압 기준 $\pm 10\%$) 내로 들어오게 하는 엔진발전기의 운전 영역을 도시하면, 그림 3.8과 같이 일정한 엔진 발전기 속도 k 에서도 직류단 전압을 $90\% \sim 110\%$ 이내로 유지할 수 있는 많은 운전점들이 존재한다. 이 때 운전 가능한 영역은 (3.8) ~ (3.10)의 세 가지 조건을 만족해야 한다. 그림 3.8에서 조건 1의 전압 범위 조건은 빨간 색 점선, 조건 2의 부하 역률 조건은 초록 색 점선, 조건 3의 전류 제한 조건은 파란 색 점선으로 표시하였다.

조건 1(전압 범위):

$$0.9V_{AC,base} < V_{AC} < 1.1V_{AC,base}. \quad (3.8)$$

조건 2(부하 단위 역률):

$$(kE_0)^2 = i_{AC}^2 (R_{AC}^2 + (kL_{p.u.})^2) \quad (3.9)$$

조건 3(전류 제한):

$$i_{AC} \leq i_{AC,base}. \quad (3.10)$$

정격 전압에 대한 직류단 전압의 값을 (3.11)와 같이 m 으로 정의할 때, 위 조건들을 만족하는 엔진발전기의 운전점은 (3.7)에서 (3.12)와 같이 고쳐 쓸 수 있다.

$$m \equiv V_{AC} / V_{AC,base} \quad (3.11)$$

$$P(k) = m \frac{\sqrt{k^2(1 + L_{pu}^2) - m^2}}{kL_{pu}} P_{rated}, \text{ where } k \geq \frac{m}{\sqrt{1 + L_{pu}^2}}. \quad (3.12)$$

그리고 몇가지 per-unit 인덕턴스 값에 대해 위의 조건을 만족하는

운전점들을 도시하면 그림 3.9와 같이 나타난다. 그림 3.9는 정격 전압이 1000 V 인 시스템을 기준으로 900 V ~ 1100 V의 전압을 얻을 수 있는 운전점들을 도시한 결과이다. 상 인덕턴스가 30 % 일 때는 86 % ~ 100 %의 속도 범위에서 가변속 운전이 가능하며, 100 % 인 경우에는 73 % ~ 100 %의 속도 범위에서 가변속 운전이 가능함을 알 수 있다. 발전기의 per-unit 인덕턴스가 클수록, 엔진발전기의 가변속 운전범위가 늘어나고 속도 가변에 따른 직류단 전압 변동이 크다는 것을 알 수 있다.

한 편, 그림 3.5와 같은 회로에서 최대전력전달 (maximum power transfer) 이론에 따라 per-unit 인덕턴스 값이 100 %를 초과할 경우, 저항 부하에 정격 부하가 전달될 수 없다. 이와 같이 발전기의 임피던스가 클 때 일정 수준 이상의 부하를 공급할 수 없는 현상은 다이오드 정류 부하를 다룬 기존 문헌에서도 언급되고 있다 [55]. 계자권선 발전기의 경우, 출력단 전압을 기준으로 할 때 per-unit 인덕턴스가 200 %를 상회하지만, AVR로 내부 역기전력을 조정할 수 있기 때문에 정격부하까지 전력 전달이 가능하다.

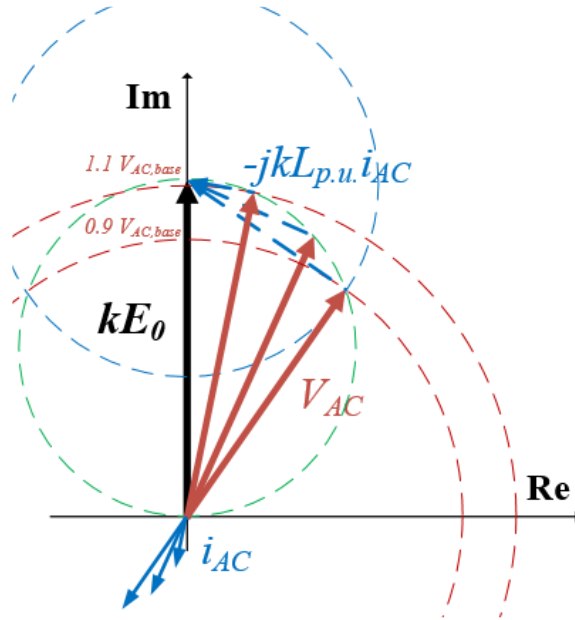


그림 3.8 엔진발전기 속도가 k 일 때, 전압 오차 $\pm 10\%$ 내의 운전점들

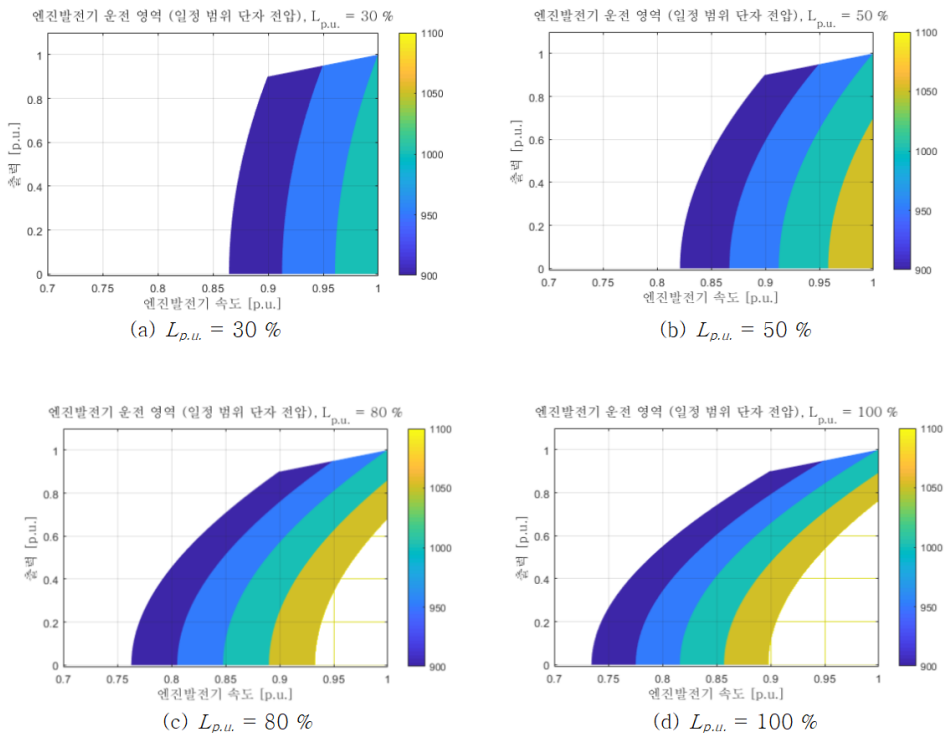


그림 3.9 per-unit 인덕턴스에 따른 일정 전압 범위 내 엔진발전기 운전 영역

또한 엔진발전기의 정격 전압 설계치 $V_{dc, rated}$ 에 따라 엔진발전기의 운전 범위가 달라지는데, 그림 3.10은 발전기의 per-unit 인덕턴스 $L_{p.u.}$ 가 80 % 로 고정되어 있을 때 정격 출력 시 전압이 950 V, 1000 V, 1050 V가 되도록 설계된 발전기들의 운전 범위 이다. 식 (3.4)에 따라 정격 전압이 낮을수록 역기전력이 낮고 전류 정격이 높게 설계되며, 정격 전압이 높을수록 역기전력이 높고 전류 정격이 낮게 설계된다. 그림 3.10에서 볼 수 있듯이, 발전기의 정격 전압 설계치에 따라 엔진발전기의 운전범위가 달라진다. 정격전압이 950 V로 설계된 그림 3.10 (a)의 경우 운전가능한 최저 속도는 약 80 %에 해당하며, 정격 전압이 1000 V로 설계된 그림 3.10 (b)의 최저 속도는 76 %, 정격 전압이 1050 V로 설계된 그림 3.10 (c)의 최저 속도는 73 % 에 해당함을 알 수 있다.

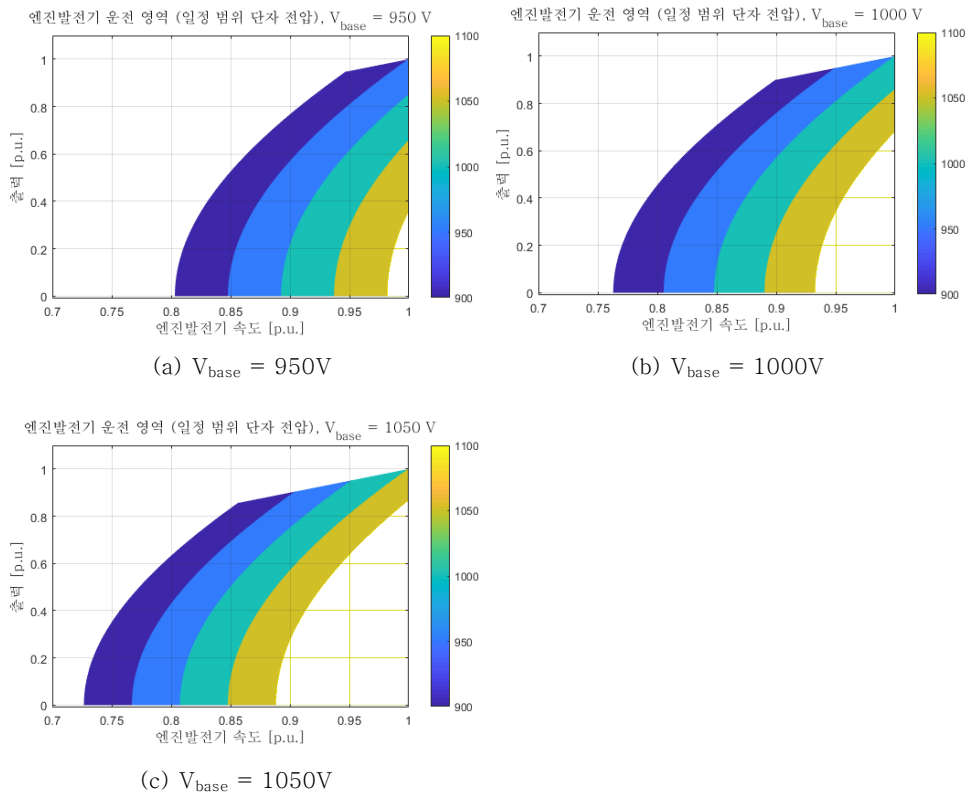


그림 3.10 발전기 정격 전압에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{p.u.}$ 80 %)

3.2.1.2 AC 기본과 근사 회로 - 돌극성 고려

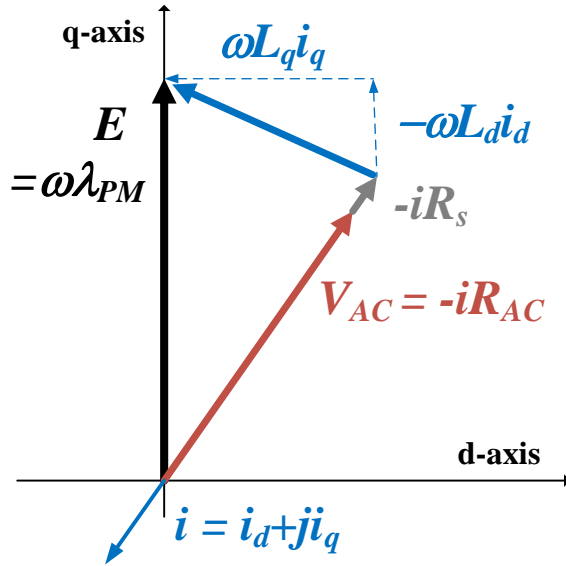


그림 3.11 돌극성과 권선 저항을 고려한 정상상태 공간 벡터 다이어그램 - 회전자 동기좌표계

표 3.2와 같이 대형 영구자석 발전기는 어느정도의 돌극성을 가지고 있으므로 이를 고려할 필요가 있다. 돌극성과 권선 저항을 고려하였을 때, AC 기본과 근사 회로의 회전자 동기좌표계에서의 정상상태 공간 벡터 다이어그램(space vector diagram)은 그림 3.11과 같이 바뀌게 된다. 그리고 이 때의 dq축 회로 방정식은 (3.13)과 같이 나타낼 수 있으며, 수식에서 R_s 는 권선 저항, L_d 와 L_q 는 각각 d축 인덕턴스와 q축 인덕턴스, i_d 와 i_q 는 각각 d축 전류와 q축 전류를 나타낸다. 또한 그림 3.5(a)와 같이 발전기로 들어가는 방향의 전류가 양의 부호를 가진다.

$$\begin{bmatrix} E_d \\ E_q \end{bmatrix} = -(R_s + R_{AC}) \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & L_q \\ -L_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix}. \quad (3.13)$$

돌극성을 고려한 수식 (3.13)을 기반으로 할 때, 정격 출력에서 정격 전압을 얻기 위한 영구자석 발전기의 무부하 역기전력, E_0 ,는 (3.14)와 같이 설계되어야 한다. $L_{d,pu}$ 와 $L_{q,pu}$ 는 각각 per-unit d축 인덕턴스와 per-unit

q축 인덕턴스를 나타낸다.

$$E_0 = \frac{1 + L_{d,pu} L_{q,pu}}{\sqrt{1 + L_{q,pu}^2}} V_{AC,base}. \quad (3.14)$$

식 (3.14)는 d축 인덕턴스와 q축 인덕턴스에 대해 비대칭적이므로 각 축의 인덕턴스 변화에 따른 역기전력 설계치 혹은 운전점의 변화 크기는 서로 다른 값을 가지는데, 이는 식 (3.15), (3.16)과 같이 (3.14)를 d축과 q축 인덕턴스로 편미분하여 표현할 수 있다.

$$\frac{\delta E_0}{\delta L_{d,pu}} = \frac{L_{q,pu}}{\sqrt{1 + L_{q,pu}^2}}. \quad (3.15)$$

$$\frac{\delta E_0}{\delta L_{q,pu}} = \frac{L_{q,pu}}{\sqrt{1 + L_{q,pu}^2}} \frac{L_{d,pu}/L_{q,pu} - 1}{1 + L_{q,pu}^2} = \frac{\delta E_0}{\delta L_{d,pu}} \frac{L_{d,pu}/L_{q,pu} - 1}{1 + L_{q,pu}^2}. \quad (3.16)$$

q축 인덕턴스에 대한 역기전력 설계치 민감도를 나타내는 (3.16)은 d축 인덕턴스에 대한 민감도, $\delta E_0/\delta L_{d,pu}$, 에 $\frac{(L_{d,pu}/L_{q,pu})-1}{1+L_{q,pu}^2}$ 를 곱한 형태로 나타난다. 통상 d축 인덕턴스는 q축 인덕턴스보다 작기 때문에 역기전력 설계치는 d축보다 q축에 덜 민감하다는 것을 알 수 있다. 표 3.2의 대형 영구자석 발전기 파라미터를 기준으로 이 수치를 계산한 결과를 표 3.3에 표시하였다. 모든 발전기의 경우에 대해, q축 인덕턴스보다 d축 인덕턴스에 민감하게 역기전력 설계치가 변화한다는 것을 알 수 있다.

표 3.3 d축, q축 인덕턴스 변화에 따른 역기전력 설계치 변화 민감도

항목	정격 출력 [kW]	Per-unit 상 인덕턴스 (L_d, L_q)	$\frac{\delta E_0}{\delta L_{d,pu}}$ (3.15)	$\frac{\delta E_0}{\delta L_{q,pu}}$ (3.16)
1	400	28 %, 53 %	0.47	-0.17
2	500	40 %, 47 %	0.43	-0.05
3	2500	59 %, 106 %	0.73	-0.15
4	5850	60 %, 78 %	0.62	-0.09

이는 곧 제안한 시스템에서 직류단 전압을 일정하게 유지하기 위한 엔진발전기의 운전점들 또한 q축 인덕턴스보다 d축 인덕턴스에 큰 영향을 받는다는 것을 의미한다. 돌극성을 고려하지 않았을 시 출력 전압을 정격값으로 유지하기 위한 수식 (3.7)은 돌극성을 고려하면 (3.17)과 같이 다소 복잡한 수식으로 나타난다.

$$P(k) = \sqrt{\frac{2(E^2 - 1)}{-B + \sqrt{B^2 + 4AC}}} P_{rated}, \text{ where } k \geq \frac{\sqrt{1 + L_q^2}}{1 + L_d L_q}, \quad (3.17)$$

$$E = kE_0, B = (kL_q E)^2 - 2k^2 L_d L_q, C = k^4 L_d^2 L_q^2.$$

식 (3.17)를 기반으로 하여, 표 3.3의 4번째 발전기 (5.85 MW, $L_{d,pu}$ 60%, $L_{q,pu}$ 78%)의 파라미터를 기준으로 $L_{d,pu}$ 와 $L_{q,pu}$ 를 변화시키며 그 때 출력 전압을 일정하게 하는 엔진발전기의 운전점을 도식한 결과는 그림 3.12와 같다. 엔진발전기의 운전 영역이 q축 인덕턴스보다 d축 인덕턴스에 훨씬 민감하게 바뀌는 것을 확인할 수 있으며, 이로부터 엔진 발전기의 운전 영역을 결정하는 주요 파라미터는 d축 인덕턴스임을 확인할 수 있다.

또한 (3.11)의 전압 변동 범위 m 까지 고려하였을 때 제안한 시스템의 운전점은 (3.18)과 같이 표현될 수 있다.

$$P(k) = \sqrt{\frac{2(E^2 - m^2)}{-B + \sqrt{B^2 + 4AC}}} P_{rated}, \text{ where } k \geq \frac{m\sqrt{1+L_q^2}}{1+L_dL_q}, \quad (3.18)$$

$$E = kE_0, B = (kL_qE)^2 - 2m^2k^2L_dL_q, C = m^2k^4L_d^2L_q^2.$$

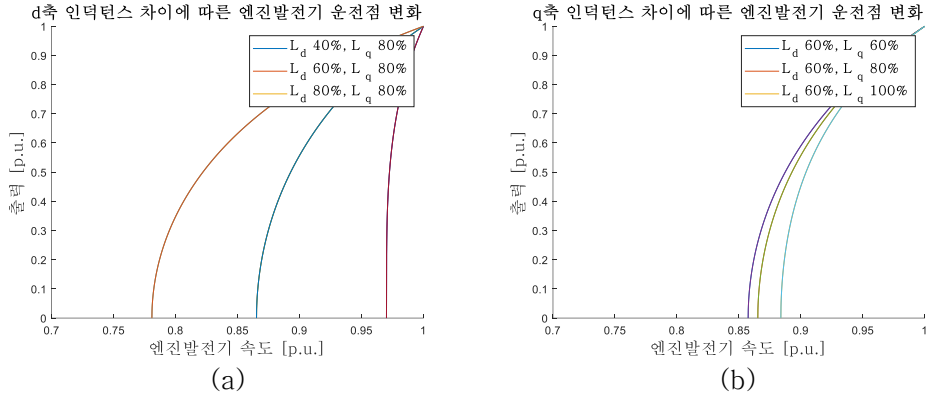


그림 3.12 돌극성을 고려하였을 때 per-unit 인덕턴스 변화에 따른 엔진발전기 운전 영역 (a) d축 인덕턴스 (b) q축 인덕턴스

3.2.2 제안하는 시스템의 운전영역과 엔진 연비 지도 (SFOC map) 비교 – AC 기본과 근사 회로

본 절에서는 그림 3.9, 그림 3.10과 같이 구한 제안한 시스템의 엔진 발전기 운전 영역을 엔진의 연비 지도와 비교하여, 제안된 시스템에서 엔진발전기가 얼마나 효율적으로 운전될 수 있는지 확인한다.

3.2.2.1 디젤엔진의 연비 지도와 최적 효율 운전점 (OOL)

엔진은 용량이 크고 정격 속도가 낮을수록 전반적인 효율이 좋아지는 경향이 있다. 하지만 디젤 엔진은 엔진 자체의 특성상 제작사 혹은 용량, 정격 속도와 무관하게 비슷한 형태의 연비 지도를 가진다. 전체 운전 영역에서의 엔진발전기 연비 데이터가 기록된 연비 지도를 구하기 어렵기 때문에, 본 논문에서는 400 kW, 1800 r/min 디젤 엔진 (AD158TI)의 연비를 실측하여 얻은 연비 지도 (그림 2.4) 에서 정격 출력과 정격 속도를 비례 (scaling) 하여 모든 용량, 속도의 엔진 발전기의 연비 지도로 사용한다.

그림 3.13은 그림 2.4의 엔진 속도와 발전기 출력을 비례하여 구한 디젤 엔진의 연비 지도와 최적 효율 운전점 (OOL) 이다. 엔진 발전기의 최적 효율 운전점은 크게 3가지의 제한 사항을 고려하여 결정된다. 첫째로는 기계적 한계로 인한 엔진발전기의 최저 속도 제한을 고려해야 한다. 엔진발전기의 축에는 윤활을 위한 엔진 오일 펌프가 연결되어 있는데, 저속 운전 시에도 충분한 윤활을 하기 위해서는 별도의 대형 오일 펌프가 장착되어야 한다. 또한 엔진발전기의 최저 속도가 낮아질수록 속도 제어 대역폭이 낮아진다. 한 예로, ABB의 Dina Star 호에서는 정격속도가 1800 r/min인 엔진-발전기의 최저 속도가 1200 r/min (67%) 로 설정되었다 [99]. 본 논문에서 예시로 설정한 그림 3.13의 경우, 엔진-발전기의 최저 운전 속도는 정격 속도의 70 %로 가정하였다. 둘째로, 가속 능력을 확보하기 위해 엔진과 발전기의 최대 출력 제한선으로부터의 마진이 필요하다. 셋째로, 연료 사용을 최소화 해야 한다. 디젤 엔진의 최적 효율 운전점은 고토크 영역에서 발생하므로 일반적으로 정해진 부하 출력에 대해서 엔진발전기는 가능한 저속으로

운전되어야 한다.

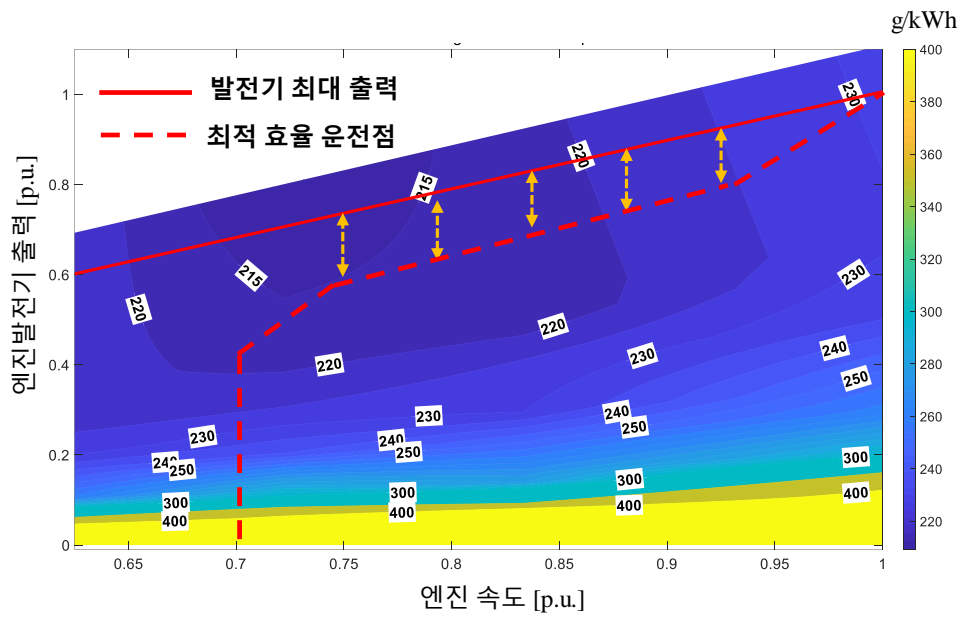


그림 3.13 비례된 엔진 발전기 연비 지도와 최적 효율 운전점

3.2.2.2 엔진 연비 지도와 AC기본과 근사 회로의 운전 영역 비교

계자권선 발전기와 다이오드로 구성된 기존의 발전 시스템은 계자 권류를 제어할 수 있기 때문에 엔진 속도, 출력과 무관하게 직류단을 일정하게 제어할 수 있다. 이에 따라 기존의 발전 시스템은 그림 3.13의 최적 효율 운전점을 따라 엔진발전기의 속도를 제어할 수 있다. 반면, 제안한 발전 시스템에서 직류단 전압을 일정 범위 내에 들어오게 하는 출력, 속도의 조합은 그림 3.9와 그림 3.10과 같이 발전기의 파라미터에 따라 달라진다. 즉, 제안한 시스템에서는 발전기 파라미터에 따라 엔진발전기가 최적효율운전을 일정 부분 포기해야 할 수 있다.

그림 3.14의 파란색 점선은 제안한 시스템 하에서 엔진이 가능한 효율적으로 운전될 수 있는 선을 나타낸다. 영구자석 발전기의 per-unit 인덕턴스에 따라 파란색 점선과 엔진 발전기의 최적 효율 운전점(빨간색 점선)의 일치도가 달라지는 것을 확인할 수 있다. 그림 3.13의 연비지도 예시에 대해서는 영구자석 발전기의 per-unit 인덕턴스가 100% 부근일 때 엔진이 최적효율운전점을 따라 운전될 수 있음을 확인할 수 있다.

이와 같이 제안한 발전부 조합으로 최적 효율 운전을 전혀 포기하지 않을 수 있다면 제안한 시스템과 기존 시스템의 엔진은 동일한 운전점에서 운전된다. 그렇다면 영구자석 발전기의 효율이 계자권선 발전기보다 좋은만큼, 제안한 시스템의 발전부 효율은 기존 시스템의 발전부 효율보다 높다. 그리고 그 효율 이득만큼 연료사용량을 절감할 수 있다. 그림 3.2의 4 MW급 영구자석 발전기, 계자권선 발전기 효율을 기준으로 할 때, 제안한 시스템은 기존 시스템보다 부하율에 따라 그림 3.15의 도표만큼 연료를 절감할 수 있다. 제안한 시스템이 기존 시스템과 동일하게 최적효율운전점을 따라 운전할 수 있다고 가정하고 발전기의 효율 차이만을 고려한 그림 3.15는 제안한 시스템 적용시 이상적인 최대 연료절감율이라고 볼 수 있다.

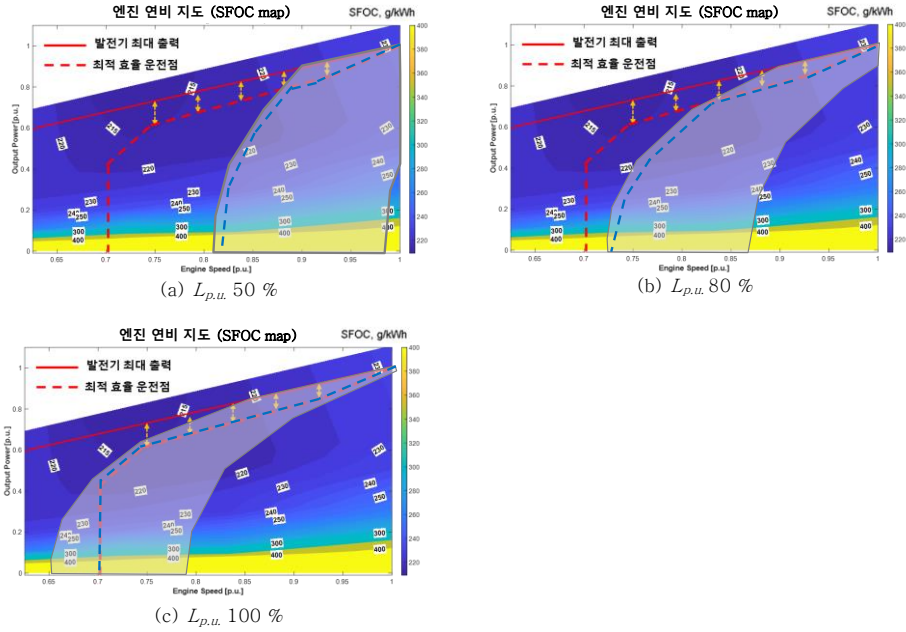


그림 3.14 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진 발전기 운전점 ($V_{base} = 1050$ V)

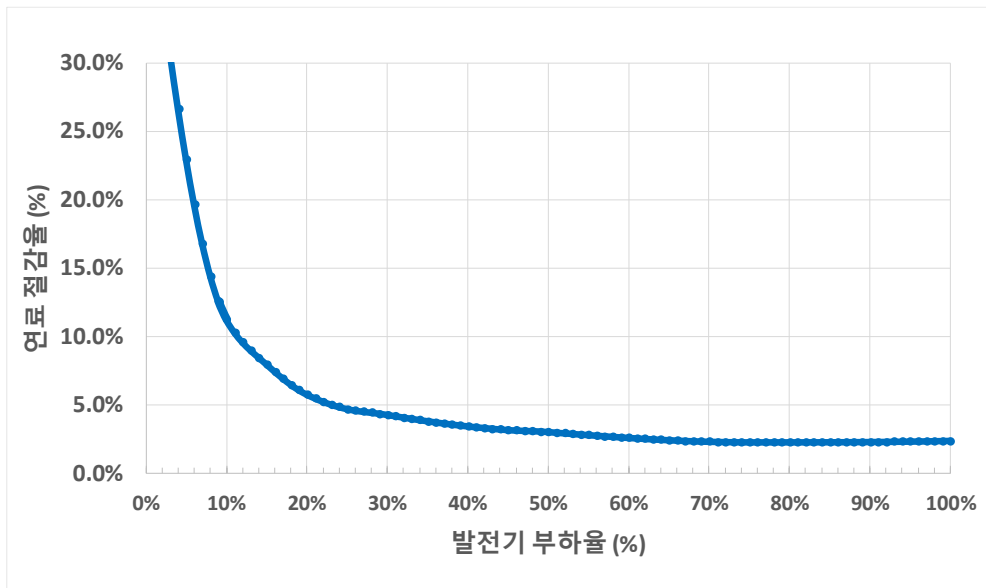


그림 3.15 제안한 시스템으로 OOL 운전시 부하율에 따른 연비 절감율

3.2.3 다이오드 정류 부하 시뮬레이션

3.2.1절에서는 직류단 전압을 900 ~ 1100 V를 유지할 수 있는 엔진-발전기의 운전 가능 영역을 확인하기 위하여 AC 기본과 근사 회로를 활용하였다. 이러한 AC 근사 회로에서의 분석은 제안한 시스템에서의 엔진발전기 운전 영역과 발전기 파라미터의 관계를 분석하고 돌극성의 영향 등을 분석하는데에는 유용하다. 그러나 근사 과정에서의 오차로 인하여 엔진발전기의 정확한 운전점을 알 수는 없다. 따라서, 엔진발전기의 정확한 운전 영역을 확인하기 위해서는 그림 3.3의 다이오드 정류 부하 회로에 대하여 시뮬레이션을 수행하여 직류단 전압을 확인하여야 한다.

약 천 개 이상의 운전점에서 시뮬레이션을 수행하여 엔진발전기 운전점에 따른 직류단 전압을 확인한 결과, AC 근사 회로에서 그림 3.9와 같이 나타났던 엔진발전기 운전영역은 그림 3.16과 같이 나타난다. 시뮬레이션에서 per-unit 권선 저항은 1.5 %로 설정하였다.

AC 기본과 회로에서는 per-unit 인덕턴스가 100%를 초과할 때 최대전력전달 이론에 따라 최대 부하를 출력할 수 없다고 분석하였지만, 다이오드 정류 부하 시뮬레이션 결과 그림 3.16 (c)에서 확인할 수 있듯이 per-unit 인덕턴스가 80% 만 되더라도 정격 속도에서 정격 부하를 출력할 수 없음을 알 수 있다. 또한 (3.4)에 따라 영구자석 발전기의 무부하 역기전력을 설정하면 그림 3.9에서는 정격 속도, 정격 부하 에서 정확히 1000 V의 부하 전압을 얻을 수 있지만, 다이오드 정류 부하 시뮬레이션에서는 정격 속도, 정격부하에서 부하 전압이 $L_{p.u.}$ 가 30 % 일 때에는 약 950 V, $L_{p.u.}$ 가 50 % 일 때에는 약 900 V에 해당한다. 따라서 (3.4)의 역기전력 설계치에 어느 정도의 보정이 필요함을 알 수 있다. 역기전력 설계치의 보정 계수, $K_{E,comp}$, 는 (3.19)의 수식에 따라 정의 된다.

$$E_0 = K_{E,comp} \sqrt{1 + L_{p.u.}^2} V_{AC,base}. \quad (3.19)$$

AC 기본과 근사 회로 수식상의 엔진발전기 운전 영역 (그림 3.9) 과

다이오드 정류 부하의 시뮬레이션으로 얻은 엔진발전기 운전 영역 (그림 3.16) 의 운전 영역을 비교한 도표는 그림 3.17과 같다. 그림 3.9의 AC 근사 회로에서의 운전영역은 반투명한 회색으로 표시하였다. 전반적으로 실제 다이오드 정류 부하에서의 최저 운전 속도가 AC 근사 회로의 경우보다 더 낮아 엔진발전기의 가변속 폭이 근사 회로에서의 분석보다 다소 넓어질 수 있음을 알 수 있다. 반면 고토크 영역의 운전 영역이 줄어드는 점도 확인할 수 있다.

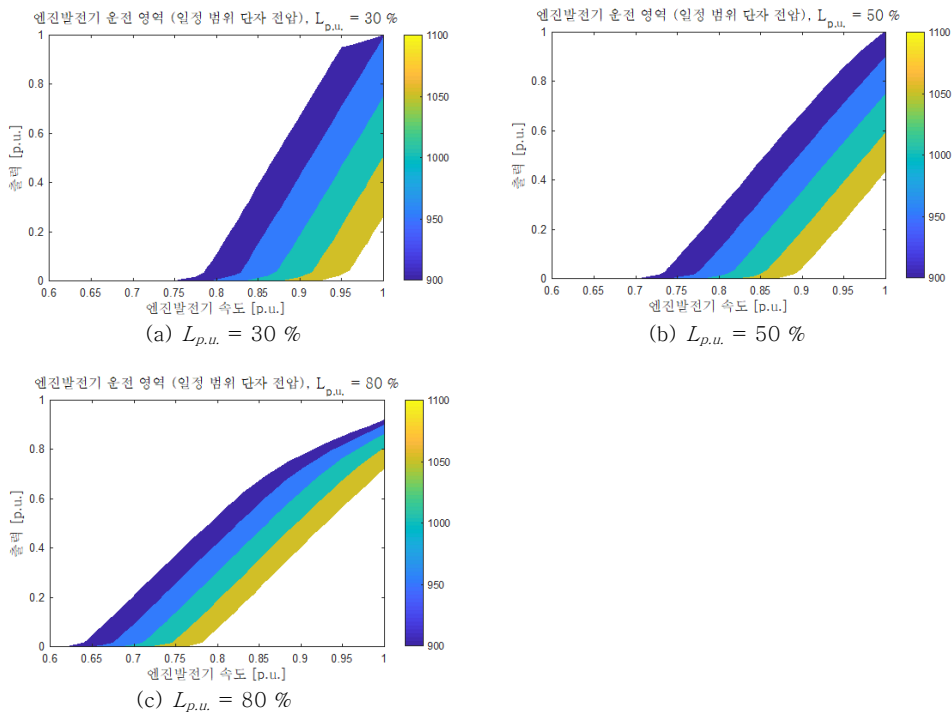


그림 3.16 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진 발전기 운전점 시뮬레이션 결과

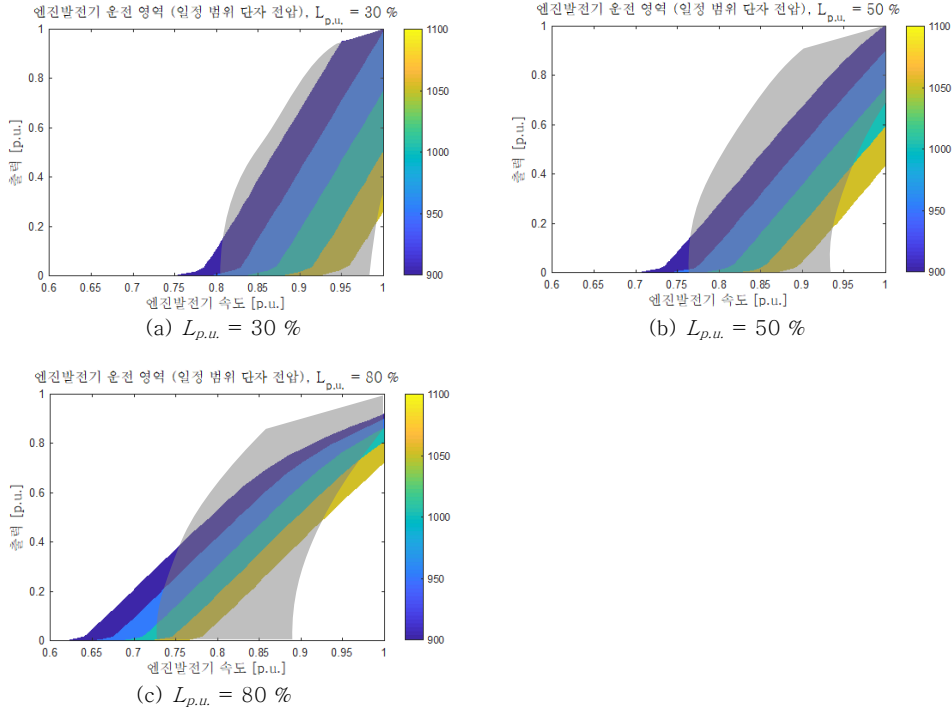


그림 3.17 AC 근사 회로 (그림 3.9)와 시뮬레이션 (그림 3.16)의 비교

또한 다이오드 정류부하 시뮬레이션으로 3.2.1.2절과 같이 발전기의 돌극성을 고려하여 엔진발전기 운전 영역을 확인한 결과, AC 근사 회로에서의 분석과 동일하게 q축 인덕턴스보다 d축 인덕턴스에 따라 엔진발전기의 운전영역이 크게 변화하였다. 그림 3.18은 표 3.2의 5.85 MW 발전기의 임피던스 값인 d축 임피던스 60%, q축 임피던스 80%를 기준으로 하여 d,q축 임피던스 변화 시 엔진발전기의 운전 영역 변화를 나타낸다. 그림 3.18 (a)에서 d축 인덕턴스가 변화할 때 엔진발전기의 운전 영역이 크게 변화하는 반면, 그림 3.18 (b)에서 q축 인덕턴스가 가변될 때에는 수십 %의 인덕턴스 변화에도 불구하고 엔진발전기의 운전영역이 거의 변화하지 않음을 확인할 수 있다.

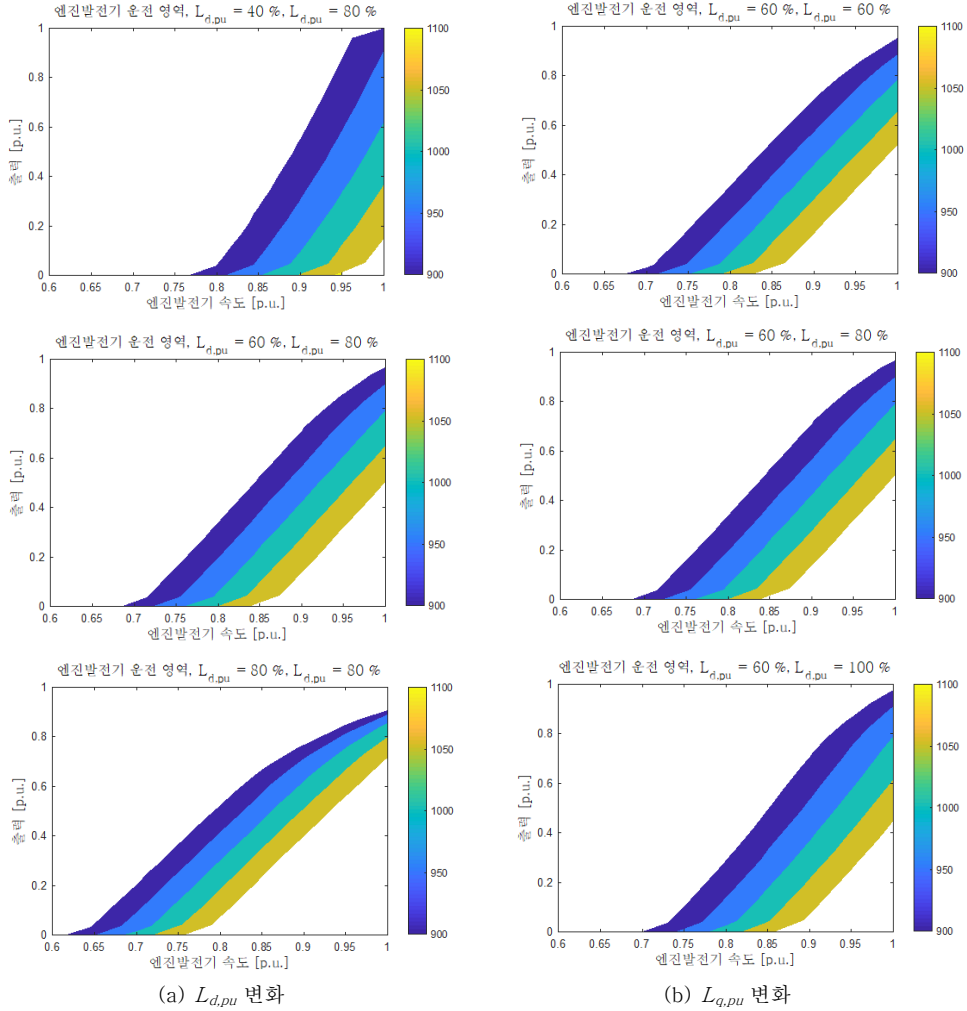


그림 3.18 d,q 인덕턴스 변화에 따른 엔진 발전기 운전 영역

식 (3.19)에서 정의된 역기전력 설계치 보정 계수 $K_{E,comp}$ 에 따른 엔진발전기의 운전 영역은 그림 3.19와 같이 나타난다. $K_{E,comp}$ 가 100 % 일 때에는 최저 운전 속도가 70 % 이지만, $K_{E,comp}$ 가 110 % 일 때에는 최저 운전속도가 약 60 %에 해당하는 것을 확인할 수 있다. 이렇듯 $K_{E,comp}$ 의 값이 클수록 엔진발전기의 가변속 범위가 늘어난다.

반면, 그림 3.19 (b), (c) 에서 볼 수 있듯이 $K_{E,comp}$ 의 값이 100 % 보다 크면 중·고속 저토크 운전 영역이 좁아지기도 한다. 하지만 엔진 연비 지도를 고려하였을 때, 중·고속 저토크 영역은 비효율적인 운전 영역이므로 이 영역의 운전을 포기하는 것은 에너지 효율 관점에서

손해가 되지 않는다.

또한 $K_{E,comp}$ 가 100 % 보다 클 때에는 역기전력이 증가하여 직류단 전압이 전반적으로 상승하기 때문에, 900 ~ 1100V 범위 내에서 정격 속도에서 정격 파워를 출력할 수 있음을 확인할 수 있다. 정리하자면, $K_{E,comp}$ 가 100 % 이상의 값을 가지도록 하여 발전기 역기전력을 (3.4) 보다 수 % 더 큰 값으로 설계하면, 같은 per-unit 인덕턴스에 대해서도 엔진 가변속 영역 폭이 넓어진다.

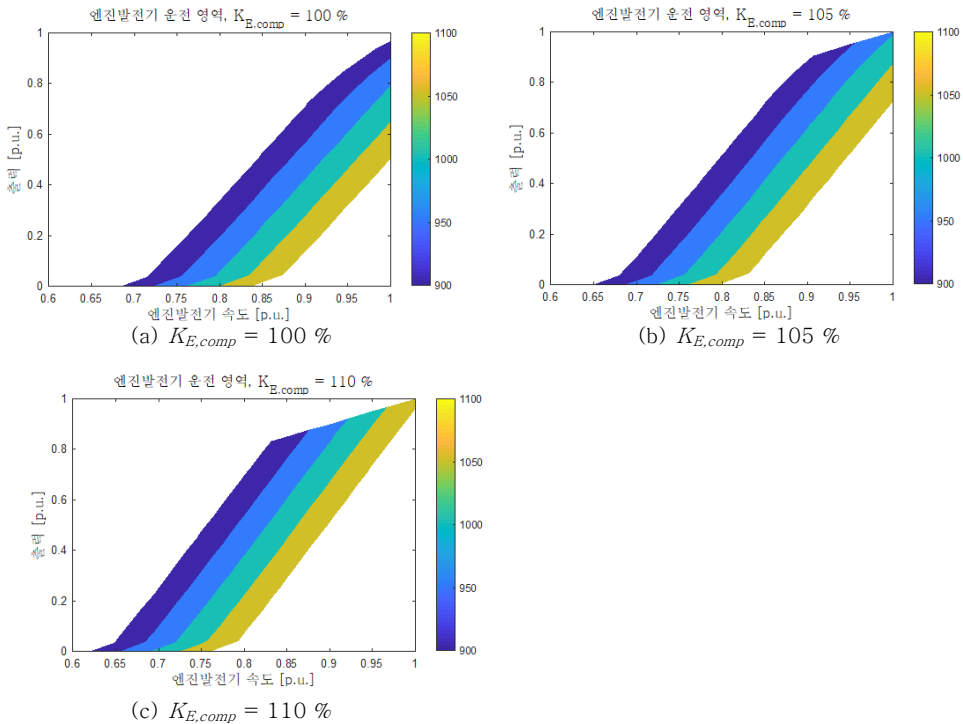


그림 3.19 역기전력 설계치 보정 계수 $K_{E,comp}$ 에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{d,pu} = 60\%$, $L_{q,pu} = 80\%$)

3.3 제안한 시스템의 연료 절감율

본 절에서는 그림 3.19 (c)의 파라미터를 기준으로 하여 제안한 시스템과 계자권선 발전기와 다이오드 정류기로 이루어진 기존 시스템의 발전부 효율을 비교한다. 또한 DC 배전 전기 추진 선박의 운항 프로파일을 고려하여 연간 절감할 수 있는 화석 연료량과 연료 비용을 산출한다. 3.2절의 분석에 따라 그림 3.19 (c) 시뮬레이션에 사용된 5 MW 발전기의 파라미터는 표 3.4와 같다.

표 3.4 시뮬레이션: 5 MW 엔진 발전기 파라미터

상위 항목	하위 항목	Per-unit 값	절대값	비고
기계 제정수	$W_{rpm, rated}$	-	1800 r/min	
	J_m	-	141 kg m ²	H = 0.5 s
전기 제정수	P_{base}	-	5 MW	
	V_{base}	-	473 V _{rms}	
	I_{base}	-	3523 A _{rms}	
	λ_{pm}	-	1.13 V s	$K_{E, comp} = 110 \%$
	<i>Pole pairs</i>	-	4	
	L_d	60 %	107 μH	
	L_q	80 %	142 μH	
	R_s	1.5 %	2 mΩ	

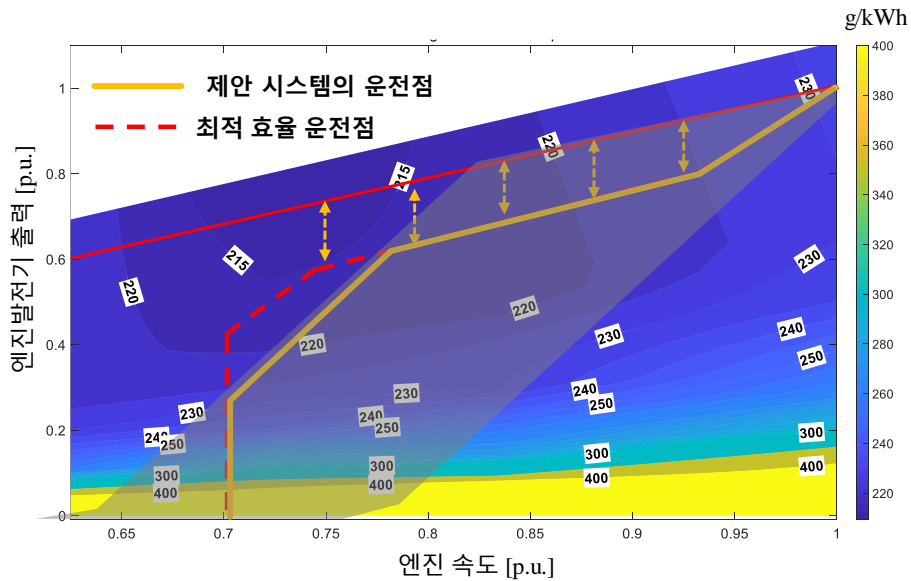


그림 3.20 제안 시스템과 엔진 최적효율 운전점의 비교

그림 3.19 (c)의 엔진발전기 운전 영역을 그림 3.13의 연비지도에 겹쳐보면 그림 3.20과 같이 나타난다. 직류단 전압을 900 V ~ 1100 V 로 유지할 수 있는 엔진발전기 운전 영역은 반투명한 회색으로 표시하였으며, 이 때 엔진이 가장 효율적으로 운전되기 위해서는 주황색 선을 따라 운전되어야 한다. 계자권선 발전기가 적용되는 기존 시스템은 AVR의 계자 전류 제어를 통하여 빨간 색 점선의 최적 효율 운전점을 따라 운전될 수 있는 점을 고려할 때, 제안 시스템에서의 엔진은 부하율 25%~50% 구간에서 기존 시스템에 비하여 다소 비효율적으로 운전된다. 종합하면, 제안한 발전부 조합을 적용하면 영구자석 발전기의 도입으로 인하여 발전기 효율이 개선되는 반면 엔진의 효율은 일부 부하율 구간에서 다소 떨어질 수 있다.

발전기와 엔진 효율 모두를 고려하여 전 부하 구간에서 기존 시스템 대비 제안한 시스템의 연료 절감율을 계산하면 그림 3.21과 같이 나타난다. 제안한 시스템이 엔진의 최적효율 운전점을 따라 운전된다고 가정하여 구했던 그림 3.15와 그림 3.21의 연료 절감율 그래프가 거의 일치하는 것을 확인할 수 있는데, 이는 부하율 25% ~ 50% 구간에서 최적효율 운전점과 제안한 시스템의 운전점에서의 엔진 효율이 1% 미만의 차이를 보이기 때문이다. 예를 들어 그림 3.20의 부하율 40% 인 구간에서 최적효율 운전점을 따라 운전하면 엔진은 70% 의 속도에서 운전되고 SFOC는 219 g/kWh 이다. 그리고 제안한 시스템은 약 74% 의 속도에서 운전되고 엔진의 SFOC는 220 g/kWh이다. 이는 최적효율 운전점의 연비에 비하여 0.5% 악화된 수치이다. 제안한 시스템이 일부 부하 구간에서 최적효율 운전점을 따라 운전되지 못함에도 불구하고, 엔진에서의 효율 손해가 1% 미만에 불과하다. 위의 예시와 같이 발전기의 파라미터가 잘 설계된 경우에는 엔진이 준최적 (sub-optimal) 효율 운전점에서 운전된다고 볼 수 있고, 이 때 제안한 시스템은 영구자석 발전기가 계자권선 발전기보다 효율이 높은만큼 연료를 절감할 수 있다.

대략적인 연간 연료 절감량은 다음과 같이 산출할 수 있다. 정격 출력

5 MW의 엔진발전기 한 대가 부하율 10% 로 연간 240일 동안 운전되는 경우를 가정 하였을 때, 엔진발전기 부하율 10 % 에서의 연비 300 g/kWh 와 그림 3.21의 연료 절감율을 고려하면 연간 연료 절감량은 약 97 톤에 해당한다. 같은 방법으로 부하율이 25%, 50%일 때의 연료 절감량을 구하면 각각 78 톤, 95 톤이라는 결과를 얻을 수 있다. 부하율이 증가할수록 연료 절감율은 줄어들지만 그만큼 연료 절감량이 줄어들지 않는 이유는 부하율이 증가하면 전체 연료 사용량이 늘어나기 때문이다. 그림 3.22의 DP 선박들의 운전 프로파일에서 볼 수 있듯이 엔진 발전기가 주로 꺼져 있는 정박 모드 (harbor) 혹은 대기 모드 (standby) 가 약 6 % ~ 52 % 이므로 엔진발전기가 연간 240일 동안 운전된다는 가정은 어느 정도 타당함을 알 수 있다 [100]-[102].

위의 계산으로부터 제안한 시스템 적용 시 5 MW급 엔진발전기 한 대의 연간 연료 절감량은 70 ~ 90 톤 내외임을 알 수 있다. 일반적으로 DP 모드에서는 선박에 설치된 모든 엔진-발전기 (4 대 ~ 5 대) 가 동작하고 순항(transit) 모드에서는 부하가 적을 때 엔진-발전기가 1~ 2 대만 동작하기도 한다. 이를 고려하면 제안한 시스템 적용 시 연간 연료 절감량은 약 200톤 내외임을 알 수 있다. 이는 2017년 5월부터 최근 3년간 전세계 20개 주요 항구에서의 MGO 연료 평균가격, 625.5 (\$/톤), 을 고려하면 약 12만 5천 달러 값어치의 연료량에 해당한다 [103].

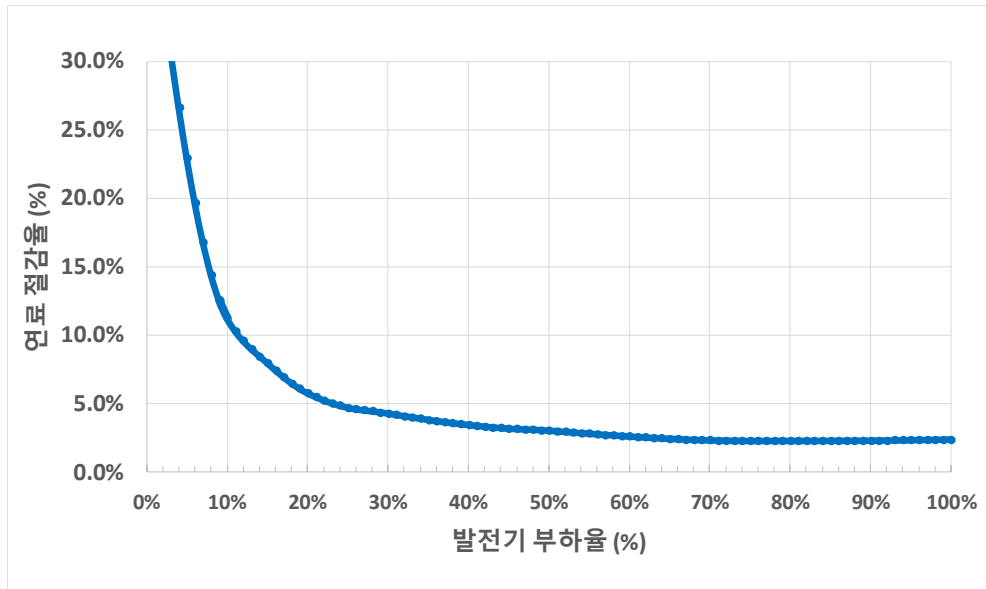
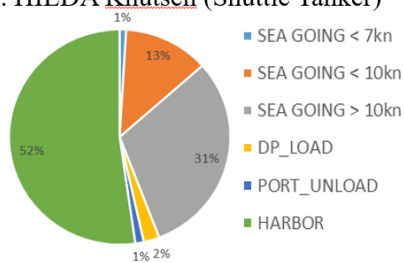
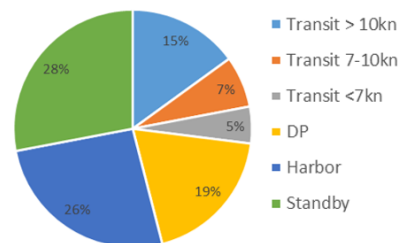


그림 3.21 기존 시스템 대비 제안한 시스템의 연료 절감율

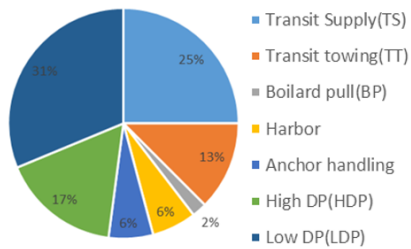
1. HILDA Knutsen (Shuttle Tanker)



2. Viking Lady(Offshore Supply Vessel)



3. (Offshore Supply Vessel)



4. (Multi Purpose Supply Vessel)

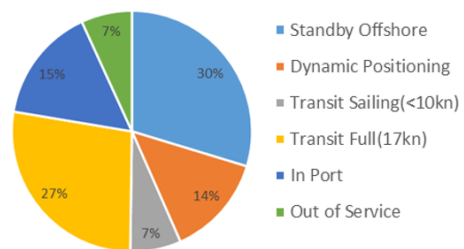


그림 3.22 DP 선박들의 운전 프로파일 [101]-[103]

3.4 제안하는 시스템의 보호 계전

제안하는 시스템의 보호 계전은 2.3.3절에서 기술한 기존 시스템의 보호 계전 시스템과 비슷하게 크게 3 단계로 나누어 설계할 수 있다.

먼저 단락사고 발생 시, 1 단계 보호 계전으로 배전반 간 사고가 전파되지 않도록 배전반 사이에 설치된 SSCB가 먼저 차단된다. 2.3.3.1절에서 소개된 바와 같이 단락 사고 발생 후 수십 μs ~ 최대 수백 μs 이내에 SSCB 차단이 완료되는데, 이는 2장에서 설명한 기존 DC 배전 시스템의 보호 계전 1 단계 방식과 동일하므로 본 절에서는 이에 대한 내용을 생략한다.

보호 계전의 2 단계로 반도체 퓨즈가 배전반 내 사고 지점을 선택적으로 차단하는 개념 또한 기존 선박용 DC 배전 시스템에서 보호 계전 시스템을 경제적으로 구성하는 방식과 동일하다. 사고 지점 측의 반도체 퓨즈는 단락 사고 발생 후 수백 μs ~ 1 ms 이내에 선택적으로 용단된다. 3.4.1절에서는 반도체 퓨즈 동작의 예시를 간략하게 설명한다.

마지막으로 보호 계전의 3단계는 배전반 버스 혹은 발전단 출력 측에 단락 사고가 발생하였을 때, 발전기를 보호하기 위해 해당 배전반의 발전기를 끄고 배전반의 전원을 내리는 보호 동작이다. 3.4.2절에서는 제안한 시스템의 3단계 보호 계전에 대하여 설명한다.

3.4.1 2단계: 반도체 퓨즈 – 배전반 내 사고 지점의 선택적 차단

본 절에서는 본 논문의 대상 DC 전력 시스템 (그림 2.8) 에서 주배전반 1 (DC SWBD 1)을 예시로 하여 2단계 보호 계전인 반도체 퓨즈의 차단 동작을 보인다.

그림 2.8 주배전반 1의 2 MW VFD가 1 MW 인버터 두 대의 병렬 연결로 구성되었을 때, 주배전반 1의 구성을 더 자세히 나타내면 그림 3.23과 같다. 모든 컨버터가 배전반에 연결되어 있을 시, 총 5개의 캐패시터 ($C_{DC1} \sim C_{DC5}$) 가 직류단에 연결되어 있다. 직류단에서 단락 사고가 발생하였을 때, 영구자석 발전기, 프로펠러 구동용 전동기, CVCF 인버터 등 AC 전원에서 다이오드 정류기를 통해 넘어오는 단락 전류는 반도체 퓨즈의 용단이 일어나는 수백 $\mu\text{s} \sim 1 \text{ ms}$ 내에서는 무시할만큼 작다. 이는 DC 배전반 내의 부스바 임피던스에 비하여 AC 측 인덕턴스가 최소 수십 배 이상 크기 때문이다. 따라서 직류단에 단락 사고가 발생하였을 때, 사고 전류를 공급하는 전원은 5개의 캐패시터로 한정할 수 있으며, 사고 전류가 흐르는 선로의 임피던스는 부스바, 퓨즈, 그리고 캐패시터의 임피던스로 제한된다. 본 절의 예시에서 배전반 내의 모든 부스바는 재질은 구리이고 폭은 100 mm, 두께는 30 mm인 단면을 가진다고 가정한다.

시뮬레이션 회로는 그림 3.24와 같고, 시뮬레이션에 사용된 파라미터는 표 3.5와 같다. 시뮬레이션 회로는 크게 부스바 임피던스, 퓨즈, 그리고 캐패시터 모델로 구성된다.

폭 100 mm, 두께 30 mm의 구리 부스바의 단위길이당 임피던스는 1000 Hz에서 $0.22 \mu\text{H/m}$, $0.04 \text{ m}\Omega/\text{m}$ 이다. 부스바의 인덕턴스는 1 Hz 미만에서도 $0.25 \mu\text{H/m}$ 로 주파수에 따라 거의 변하지 않지만, 부스바의 저항은 DC 성분이 $0.006 \mu\Omega/\text{m}$ 로 1000 Hz 성분과 비교해 보았을 때 저항 값이 주파수에 따라 크게 변한다. 이는 표피 효과 (skin effect) 때문이다. 이와 같은 부스바 임피던스 특징을 고려하면, 퓨즈 용단이 1 ms 이내에 이루어지므로 대략 1000 Hz 이상 주파수에서의 임피던스 값을 시뮬레이션 파라미터로 사용하여야 한다.

각 퓨즈는 Mersen 社의 Protistor 72 aR 420A 모델을 4 병렬하였다고 가정하였다. 데이터시트 상의 내부 저항값은 $0.175\text{ m}\Omega$, 퓨즈의 melting Pt 값은 시간-전류 곡선 (Time Current Curve, TCC)로부터 시간에 대한 테이블로 얻을 수 있는데 $100\text{ }\mu\text{s}$ 에서의 값은 $567\text{ kA}^2\text{s}$, 1 ms 에서의 값은 $609\text{ kA}^2\text{s}$ 이다.

각 1 MW 모듈의 캐패시터 뱅크는 TDK 社의 B43701 450V 5600uF 모델 (전해 캐패시터) 을 3 직렬 10 병렬 하여 총 18.7 mF 이 설치되었다고 가정하였다.

직류단 회로를 고려할 때 사고 전류가 흐르는 경로 상에서 인덕턴스는 부스바의 성분이, 저항은 전해 캐패시터의 성분이 주요하게 작용함을 알 수 있다.

본 절에서는 그림 3.25에 표시된 2 개 지점의 단락 사고 시뮬레이션을 다룬다. 먼저 단락 사고 1은 부하단 단락 사고를 대표하는 예시로, VFD 1 인버터 직류단 측에서의 단락 사고를 가정한다. 단락 사고 2는 배전반 부스바 단락 사고를 대표하는 예시로, VFD 1과 VFD 2 사이의 배전반 선로에서의 단락 사고를 가정한다. 사고 임피던스는 저항 $1\text{ m}\Omega$, 캐패시터 초기 전압 900 V 를 적용하였다.

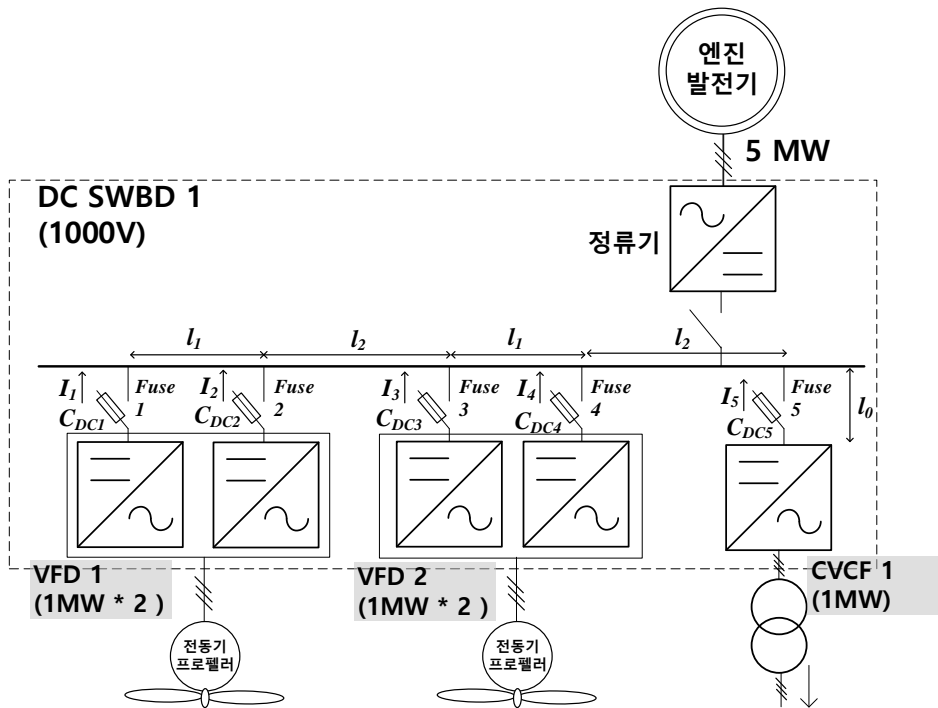


그림 3.23 DC 전력 시스템의 주 배전반 1 단선도

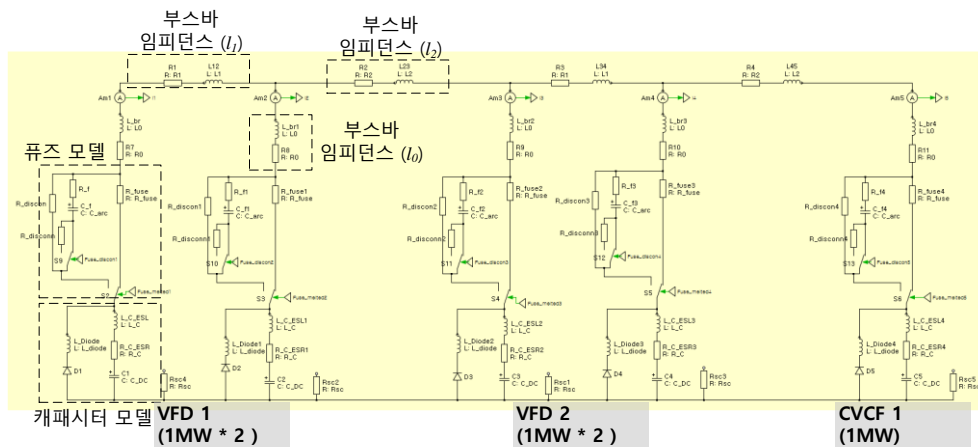


그림 3.24 주 배전반 1 의 2단계 보호계전 시뮬레이션 회로 (PLECS)

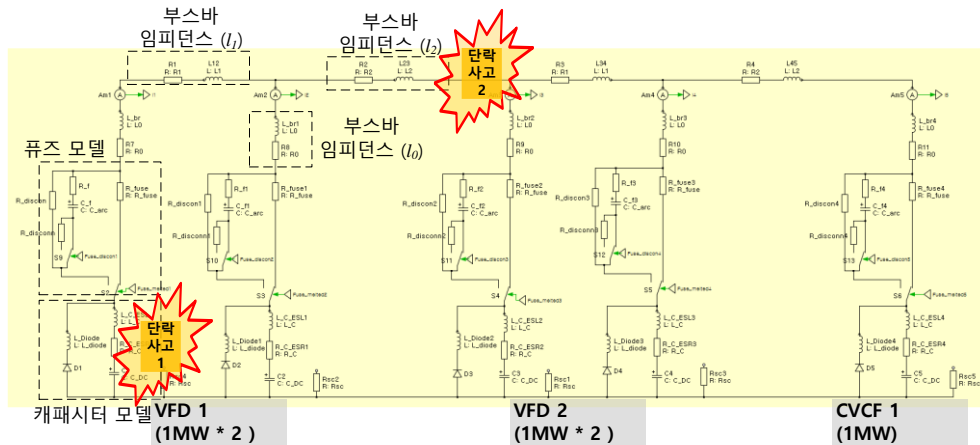


그림 3.25 배전반 단락 사고 예시

표 3.5 반도체 퓨즈 시뮬레이션의 회로 파라미터

상위 항목	하위 항목	값	상위 항목	하위 항목	값
부스바	인덕턴스 ($\mu\text{H}/\text{m}$)	0.22	캐패시터 (C_{DC})	캐패시턴스 (mF)	18.7
	저항 ($\mu\Omega/\text{m}$)	0.04		내부 저항 ($\text{m}\Omega$)	6.6
	l_0 (m)	0.5		인덕턴스 (nH)	9
	l_1 (m)	1.0		내부 저항 ($\text{m}\Omega$)	0.175
	l_2 (m)	1.5		I^2t (kA^2s) @ 1 ms	609
사고 저항	저항($\text{m}\Omega$)	1.0	퓨즈	I^2t (kA^2s) @ 100 us	567

단락 사고 1은 VFD 1 캐패시터 뱅크 C_{DC1} 에서의 단락 사고이다. 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 캐패시터 뱅크 전압과 전류, 퓨즈의 I_t 값은 그림 3.26과 같이 나타난다. 먼저 전류의 그래프를 보았을 때 C_{DC1} 과 가까이 배치된 컨버터의 캐패시터에서 더 많은 사고 전류를 분담하는 것을 확인할 수 있다 (그림 3.23에서 $I_2 > I_3 > I_4 > I_5$). 그리고 그 전류의 합이 사고 측 인버터로 모인다. 이로 인하여 Fuse 1의 I_t 값이 다른 퓨즈들에 비해 현저히 빠른 속도로 증가하고, 160 μs 에 퓨즈의 Melting I_t 값에 가장 먼저 도달하여 사고 측 퓨즈가 용단된다. Fuse 1이 용단되는 순간, Fuse 2 ~ Fuse 5의 누적 I_t 는 정격의 2 % ~ 30 % 수준에 불과하므로, 사고 지점 측 퓨즈가 충분한 설계 여유를 가지고 선택적으로 차단됨을 확인할 수 있다. 이와 같은 방식으로 모든 부하단 위치의 단락 사고에 대하여 사고 지점의 퓨즈가 선택적으로 차단됨을 확인하였다.

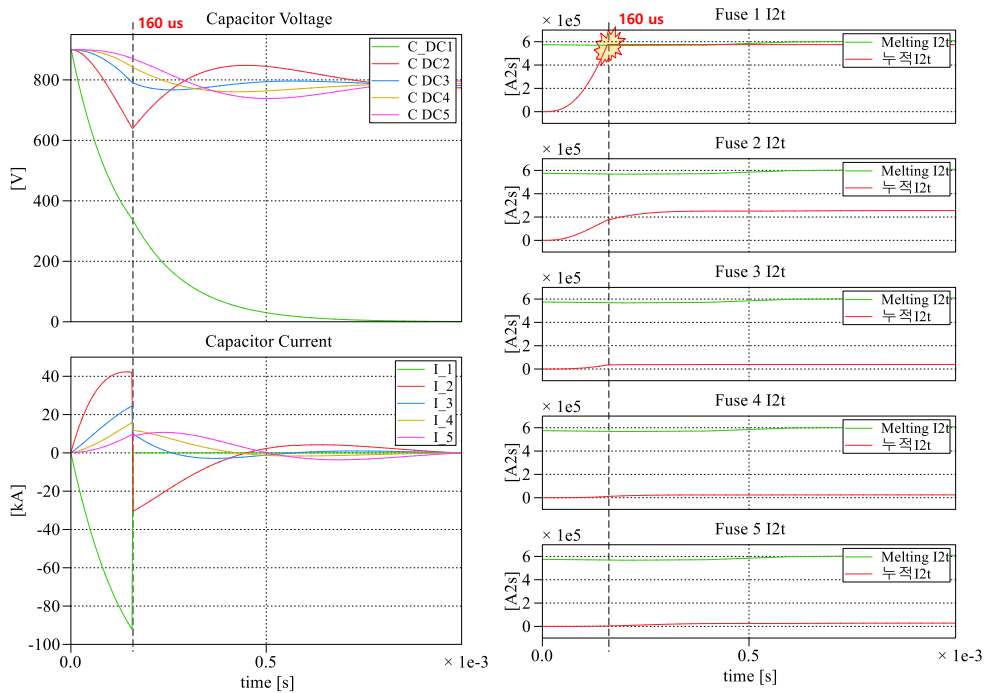


그림 3.26 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I_t

단락 사고 2는 VFD 2 측 부스바에서의 단락 사고이다. 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 캐패시터 뱅크 전압과 전류, 퓨즈의 I^2t 값은 그림 3.27과 같이 나타난다. 먼저 전류의 그래프를 보았을 때 모든 캐패시터 뱅크에서 직류단 단락 사고 지점으로 단락 전류가 공급되는 것을 확인할 수 있다. 사고 지점과 가장 가까운 C_{DC3} 측의 퓨즈 3이 약 $130 \mu s$ 에 용단되는 것을 시작으로 배전반 내의 모든 퓨즈가 $500 \mu s$ 이내에 용단된다. 이 경우에는 각 인버터의 퓨즈가 자신의 캐패시터 뱅크에 저장된 에너지에 의해 용단되었다. 단락 사고 2의 예시에서는 모든 퓨즈가 용단되었지만, 캐패시터의 크기와 부스바의 물리적 배치에 따라 배전반 내 퓨즈는 용단될 수도 용단되지 않을 수도 있다. 그런데 이와 같이 배전반 부스바의 단락 사고가 발생하였을 때에는 Fuse 1 ~ Fuse 5의 반도체 퓨즈들이 용단되는 것과 관계 없이, 발전단에서 볼 때 여전히 단락 사고가 지속된다. 따라서 배전반 부스바의 단락 사고에 대비하여 발전부를 보호하기 위한 3단계 보호계전이 필요하다.

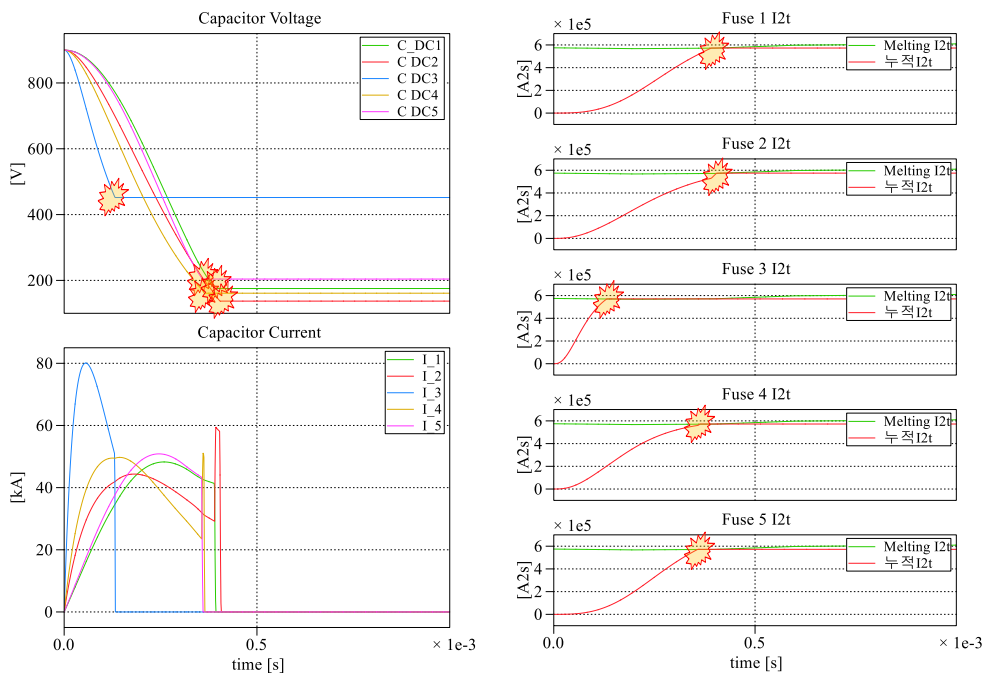


그림 3.27 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t

3.4.2 3단계: 조속기 정지와 제동 토크 - 발전부 보호

앞 절에서 설명한 바와 같이 배전반 부스바 혹은 발전기 출력단에서 단락 사고가 발생하였을 때에는 1 ~ 2 단계의 보호 방식으로 발전부로부터 사고 지점이 분리되지 않는다. 따라서 이러한 사고가 발생하였을 때 발전부를 보호할 대책이 필요하다. 계자권선 발전기를 사용하는 기존 시스템에서는 2.3.3.3절에서 기술한 바와 같이 발전부를 보호하기 위한 3단계 보호 계전으로 여자 전류를 소거 (de-excitation) 하는 방식을 사용할 수 있다 [49].

제안한 시스템의 3단계 보호계전은 과전류 발생시 조속기를 멈추는 방식으로 이루어질 수 있다. 단락 사고 발생 2 ms 후에도 발전기의 과전류가 지속된다면, SSCB와 반도체 퓨즈의 개입으로도 사고 지점이 발전부로부터 분리되지 않았음을 의미한다. 그러므로 과전류가 2 ms 동안 지속된다는 조건이 성립할 때 3단계 보호 계전이 작동하여, 조속기 제어를 중단하고 엔진발전기의 연료 투입을 멈춘다. 이 경우, 엔진 손실에 의한 제동 토크 (braking torque) 와 단락 전류가 만들어내는 전기적 제동 토크에 의하여 엔진발전기가 수 초 내에 정지된다. 발전기가 정지되면 발전기의 출력 전압이 0 V 가 되기 때문에 사고 전류 또한 줄어든다.

본 절에서는 단락 사고 발생시 제안한 시스템의 영구자석 발전기와 다이오드 정류기에 흐르는 전류에 대해 분석한다. 본 절의 단락 사고 시뮬레이션 대상은 표 3.4의 제정수를 가지는 5 MW 엔진발전기이다.

엔진 제조사에 의해 제공되는 엔진의 손실은 일반적으로 엔진 정격 출력의 약 10 % 수준이다 [80]. 엔진발전기의 관성 상수 (inertia constant) 가 보통 약 0.5 초 ~ 0.6 초 임을 고려할 때 [104], 정격 속도로 운전되던 엔진발전기의 조속기가 멈추면 발전기의 권선이 개방 되어 있더라도 (open-circuit) 엔진은 5 초 ~ 10 초 내에 정지한다. 본 논문에서는 (3.20)과 같이 엔진의 최소 손실을 정격 출력의 5 %, 정격 속도에서의 최대 손실을 정격 출력의 10 % 로 두고 엔진의 제동 토크를 계산하여 시뮬레이션을 진행하였다. 표 3.4의 5 MW 엔진발전기의 경우, 그림

3.28과 같이 무부하 정격 속도 1800 r/min 에서 운전되던 엔진발전기는 별다른 연료 투입 (토크 인가) 이 없을 시 약 6 초의 시간 후에 정지된다.

$$P_{loss,eng}(\omega_{rm}) = (0.05 + 0.05 \frac{\omega_{rm}}{\omega_{rm,rated}}) \times P_{rated} \cdot \quad (3.20)$$

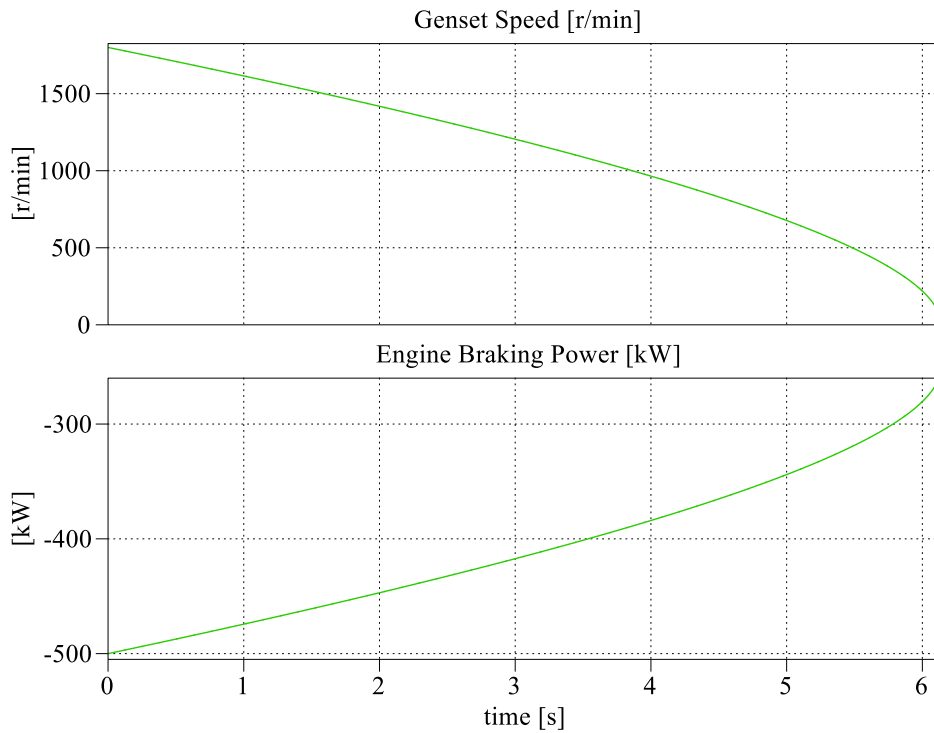


그림 3.28 발전기 무부하 시, 엔진 제동토크에 의한 감속 시뮬레이션 결과

다음으로는 영구자석 발전기의 단락 전류와 제동 토크를 분석한다. 직류단에서의 단락 사고는 영구자석 발전기 측에서 3상 단락 고장 (three-phase short circuit) 으로 보인다. 이 때 발전기의 dq 등가회로에서 출력 전압은 0 V 가 되는데, 이를 (3.13) 에서의 정의에 따라 동기 좌표계에서 라플라스 변환 식으로 나타내면 (3.21)과 같다. 식 (3.21)에서 i_{d0}, i_{q0} 는 각각 d축 전류와 q축 전류의 초기값을 의미한다.

$$\begin{bmatrix} (R_s + sL_d) & -\omega L_q \\ \omega L_d & (R_s + sL_q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d(s) \\ I_q(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d i_{d0} \\ \frac{-\omega \lambda_{PM}}{s} + L_q i_{q0} \end{bmatrix}. \quad (3.21)$$

엔진발전기의 최저 운전 속도가 정격 속도의 수십 % 이상이고 권선 저항의 per-unit 값이 인덕턴스의 per-unit 값보다 작다는 점을 고려하면 $\omega L_d \gg R_s, \omega L_q \gg R_s$ 라고 근사할 수 있다. 이와 같은 근사를 거쳐 (3.21) 의 라플라스 식을 시간 영역으로 역 변환하면, $t = 0$ s 에서 단락 사고가 발생하였을 때 영구자석 발전기에 흐르는 사고 전류는 (3.22)와 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} i_d(t) &= I_{d,ss} \left(1 - e^{-\omega_d t} \left(\cos \omega t + \frac{\omega_d}{\omega} \sin \omega t \right) \right) \\ &\quad + i_{d0} e^{-\omega_d t} \left(\cos \omega t - \frac{\omega_d}{\omega} \sin \omega t \right) + i_{q0} \frac{L_q}{L_d} e^{-\omega_d t} \sin \omega t, \\ i_q(t) &= I_{q,ss} \left(1 - e^{-\omega_d t} \left(\cos \omega t + \left(\frac{\omega_d}{\omega} - \frac{\omega}{\omega_d} \right) \sin \omega t \right) \right) \\ &\quad - i_{d0} \frac{L_d}{L_q} e^{-\omega_d t} \sin \omega t + i_{q0} e^{-\omega_d t} \left(\cos \omega t - \frac{\omega_d}{\omega} \sin \omega t \right) \end{aligned} \quad (3.22)$$

,where $\omega_d = \frac{R_s(L_d + L_q)}{2L_d L_q}, I_{d,ss} = -\frac{\lambda_{PM}}{L_d}, I_{q,ss} = -\frac{\lambda_{PM} R_s}{\omega L_d L_q}.$

단락 사고 시 과도 상태 감쇠 시정수 (time constant) T_d 는 ω_d 의 역수이고 이는 (3.23)과 같다. 표 3.4에서 제시한 5 MW 영구자석 발전기의 제정수를 (3.23)에 대입하면 시정수 T_d 는 60 ms , ω_d 는 16.5

Hz로 계산된다. 따라서, 해당 발전기의 경우에는 단락 사고 발생 후 약 300 ms 이내에 사고 전류의 과도 상태 성분이 감쇠되어 사라진다.

$$T_{sc} = \frac{1}{\omega_d} = \frac{2L_d L_q}{R_s(L_d + L_q)}. \quad (3.23)$$

단락 사고 시의 최대 사고 전류는 다음과 같이 구할 수 있다. 먼저, 발전기의 상 임피던스는 유도성이기 때문에 $\omega L_d \gg R_s$, $\omega L_q \gg R_s$, $\omega_d/\omega = \frac{R_s(L_d+L_q)}{2\omega L_d L_q} = \frac{R_s}{\omega L_d} \frac{L_d+L_q}{2L_q} < \frac{R_s}{\omega L_d} \ll 1$ 과 같은 근사를 (3.22)에 적용할 수 있다. 이에 따라 (3.22)는 (3.24)로 고쳐 쓸 수 있다. 또한 영구자석 발전기의 전기각 주파수 ω 가 감쇠 주파수 ω_d 보다 충분히 크다면 사고 발생 후 첫 전기각 주기에서 $e^{-\omega_d t} \cong 1$ 로 근사하여, (3.24)의 최대 전류는 (3.25)의 $i_d(\theta), i_q(\theta)$ 최대값으로 결정된다고 할 수 있다. 표 3.4에서 제시한 5 MW 영구자석 발전기의 경우, 발전기가 8극기이기 때문에 900 r/min ~ 1800 r/min 범위에서 전기각 주파수 ω 는 60 ~ 120 Hz 이다.

$$\begin{aligned} i_d(t) &\cong -\frac{\lambda_{PM}}{L_d} (1 - e^{-\omega_d t} \cos \omega t) \\ &\quad + i_{d0} e^{-\omega_d t} \cos \omega t + i_{q0} \frac{L_q}{L_d} e^{-\omega_d t} \sin \omega t, \\ i_q(t) &\cong \frac{\lambda_{PM}}{L_q} e^{-\omega_d t} \sin \omega t \\ &\quad - i_{d0} \frac{L_d}{L_q} e^{-\omega_d t} \sin \omega t + i_{q0} e^{-\omega_d t} \cos \omega t \\ , \text{where } \omega_d &= \frac{R_s(L_d + L_q)}{2L_d L_q}. \end{aligned} \quad (3.24)$$

$$\begin{aligned} i_d(\theta) &\cong -\frac{\lambda_{PM}}{L_d} (1 - \cos \theta) + i_{d0} \cos \theta + i_{q0} \frac{L_q}{L_d} \sin \theta, \\ i_q(\theta) &\cong \frac{\lambda_{PM}}{L_q} \sin \theta - i_{d0} \frac{L_d}{L_q} \sin \theta + i_{q0} \cos \theta. \end{aligned} \quad (3.25)$$

식 (3.25)를 삼각함수 덧셈정리에 따라 (3.26)과 같이 고쳐쓸 수 있다.
식 (3.26)의 최대 값은 (3.27)과 같다.

$$\begin{aligned} i_d(\theta) &\cong -\frac{\lambda_{PM}}{L_d} + \sqrt{\left(\frac{\lambda_{PM}}{L_d} + i_{d0}\right)^2 + \left(\frac{L_q}{L_d} i_{q0}\right)^2 \cos(\theta + \alpha)}, \\ i_q(\theta) &\cong \sqrt{\left(\frac{\lambda_{PM}}{L_q} - \frac{L_d}{L_q} i_{d0}\right)^2 + (i_{q0})^2 \cos(\theta + \beta)}. \end{aligned} \quad (3.26)$$

$$\begin{aligned} |i_{d,\max}| &\cong \frac{\lambda_{PM}}{L_d} + \sqrt{\left(\frac{\lambda_{PM}}{L_d} + i_{d0}\right)^2 + \left(\frac{L_q}{L_d} i_{q0}\right)^2}, \\ |i_{q,\max}| &\cong \sqrt{\left(\frac{\lambda_{PM}}{L_q} - \frac{L_d}{L_q} i_{d0}\right)^2 + (i_{q0})^2}. \end{aligned} \quad (3.27)$$

한 예로 무부하 시 단락 사고가 발생하면 ($i_{d0} = i_{q0} = 0$ A), (3.27)에 의하여 최대 d축과 q축 사고 전류는 (3.28)과 같고, $L_d < L_q$ 인 일반적인 매입형 영구자석 전동기에서 d 축 전류가 더 크므로 최대 상 피크 전류는 d축 전류 최대값 $2\lambda_{PM}/L_d$ 로 결정된다. d축 인덕턴스가 클수록 사고 전류 최대치가 줄어드는 것을 알 수 있다.

$$|i_{d,\max}| \cong \frac{2\lambda_{PM}}{L_d}, |i_{q,\max}| \cong \frac{\lambda_{PM}}{L_q}. \quad (3.28)$$

또한 단락 사고 후 정상 상태에서 매입형 영구자석 발전기의 제동 토크 $\tau_{e,ss}$ 는 (3.22) 에서 구한 정상상태 d축 전류로부터 (3.29)와 같이 계산할 수 있다. 돌극성이 없는 표면부착형 영구자석 발전기의 출력 토크 수식이 $\frac{3}{2}PP\lambda_{PM}i_q$ 임을 고려하면 같은 정상상태 d 축 전류 $I_{d,ss}$ 에 의한 자기저항 토크로 인해 매입형 영구자석 발전기는 표면부착형 영구자석 발전기보다 L_q/L_d 배 많은 제동 토크를 발생시키는 것을 알 수 있다. 즉, 돌극성이 클수록 제동 토크가 커진다.

$$\begin{aligned}
\tau_{e,ss} &= \frac{3}{2} PP \left((L_d - L_q) I_{d,ss} + \lambda_{PM} \right) I_{q,ss} \\
&= \frac{3}{2} PP \left(\frac{L_q}{L_d} \right) \lambda_{PM} I_{q,ss}.
\end{aligned} \tag{3.29}$$

한 편, (3.29)에 (3.22)에서 구한 정상상태 q축 전류의 값을 대입해보면 제동 토크는 (3.30)과 같이 나타낼 수 있다. 정상상태 제동 토크는 per-unit d축 인덕턴스의 제곱에 반비례하고 권선저항에 비례하기 때문에, 정격 속도가 비슷한 영구자석 발전기의 제동 토크를 비교하면 per-unit 인덕턴스가 크고 권선 저항이 작은 경향이 있는 대형 영구자석 발전기가 그와 반대되는 소형 영구자석 발전기보다 제동 토크가 작다. 또한 같은 발전기에서 속도가 줄어들수록 제동 토크가 더 크게 작용한다는 것을 알 수 있다. 식 (3.30)으로 대상 5 MW 영구자석 발전기의 제동 토크를 구하면 정격 속도 1,800 r/min 에서 1,780 Nm 로 정격 토크의 6.7 %에 해당하며, 1500 r/min 에서 2,140 Nm 로 정격 토크의 8.1 %, 900 r/min 에서 3,570 Nm 로 정격 토크의 13.5 %, 300 r/min 에서 10,700 Nm 로 정격 토크의 40.4 % 에 해당한다.

$$\begin{aligned}
\tau_{e,ss} &= -\frac{3}{2} PP \frac{\lambda_{PM}^2 R_s}{\omega L_d^2} \\
&= -\frac{3}{2} PP \left(\frac{\omega \lambda_{PM}}{\omega L_d} \right)^2 \frac{R_s}{\omega} \\
&= -\frac{3}{2} PP \left(\frac{E_0}{X_d} \right)^2 \frac{R_s}{\omega}.
\end{aligned} \tag{3.30}$$

기계 각속도 ω_m 은 전기 각속도 ω 를 극쌍 수 PP 로 나눈 값이므로, (3.30) 은 (3.31) 으로 고쳐 쓸 수 있는데 이로부터 발전기의 제동 토크로 인한 제동력 $P_{loss,gen}$ 은 발전기 속도와 무관하게 일정한 값을 알 수 있다. 대상 발전기의 경우에는 이 값이 약 340 kW 이며 정격 출력의 약 6.7 % 에 해당한다. 식 (3.20)의 엔진 제동력 $P_{loss,eng}$ 이 정격 출력의 약 5 % ~ 10 % 임을 고려하면, 단락 사고 시 엔진에 의한 제동 토크와 발전기에

의한 제동 토크의 크기가 대략 비슷한 수준이다.

$$P_{loss,gen} = \frac{3}{2} R_s \left(\frac{E_0}{X_d} \right)^2. \quad (3.31)$$

정격 속도 무부하 조건에서 운전되던 엔진발전기에 직류단 단락 사고가 발생하였을 때, 시간에 따른 발전기의 속도와 제동 토크는 그림 3.29와 같다. 앞선 분석과 같이 과도 상태 감쇄 시정수 T_d 는 60 ms 이기 때문에 약 300 ms 이내에 과도 상태 토크 성분이 감쇠되어 사라진다. 또한 엔진의 마찰 제동 토크 만으로 엔진발전기가 감속되던 그림 3.28에서는 정격속도에서 엔진이 정지하기 까지 약 6초가 소요 되었지만, 단락 사고 시에는 발전기의 제동 토크까지 더해져 약 3.5초가 소요되었다. 그리고 이 때 정상상태에서의 발전기의 제동 토크는 (3.30)에서 구한 바와 완전히 일치한다. 그림 3.29에 표시된 바와 같이 시뮬레이션 결과 1500 r/min에서 2,140Nm의 제동 토크, 900 r/min에서 3,560 Nm의 제동 토크, 300 r/min 에서 10,300 Nm의 제동 토크가 발생하였다. 여기서 고려해야 할 점은 (3.30)에서 제동 토크는 권선 저항 R_s 에 비례하는데 직류단 단락 사고 발생시 다이오드 저항, 직류단 부스바 저항, 단락 사고 저항이 모두 R_s 에 추가된다는 점이다. 5 MW 급 발전기의 권선저항은 표 3.4에 나타난 바와 같이 수 mΩ 에 불과하기 때문에 선로 저항과 사고 저항도 상당한 영향을 끼칠 수 있다. 따라서 직류단 부스바에서 단락 사고가 발생하였을 때, 엔진발전기의 실제 제동 시간은 그림 3.29보다 다소 빠를 수 있다.

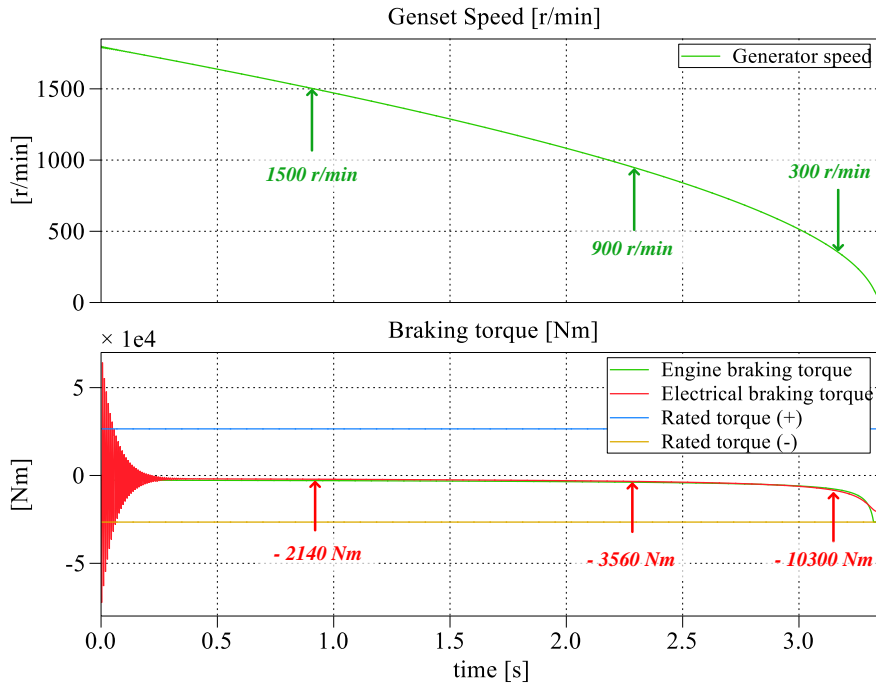


그림 3.29 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 - 엔진 속도, 제동 토크

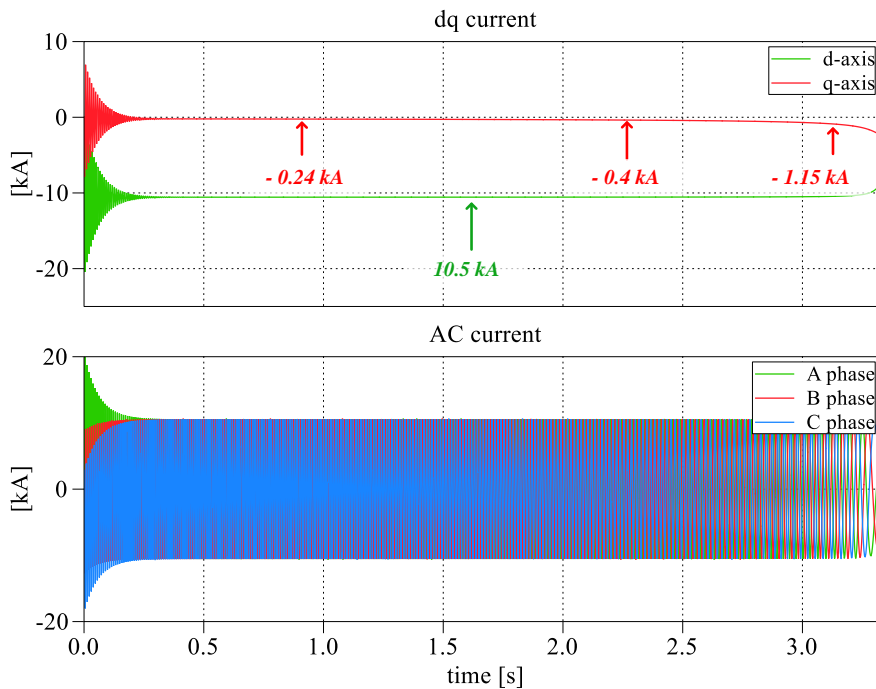


그림 3.30 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 -dq 전류와 상전류

그림 3.30은 그림 3.29와 동일한 시뮬레이션에서 동기좌표계 dq축

전류와 상전류를 나타낸다. 마찬가지로 과도 상태 감쇄 시정수 T_d 가 약 60 ms 이므로 사고전류 (3.22)의 과도상태 성분은 약 300 ms 이내에 사라지며 정상상태에서는 엔진의 속도와 무관하게 사고전류가 거의 일정함을 알 수 있다. 이는 (3.22)에서 유도된 바와 같이 정상상태 d 축 전류는 엔진의 속도와 무관하고, d 축 전류가 q 축 전류보다 현저히 크기 때문이다. 정상상태 d 축 전류와 q 축 전류의 비는 (3.32)과 같이 나타나는데, 대형 영구자석 발전기의 경우 권선 저항의 per-unit 값이 인덕턴스의 per-unit 값의 수십 분의 일이기 때문에 d 축 전류가 q 축 전류보다 현저히 큰 값을 가지게 된다.

식 (3.22)에 따라 계산한 정상상태 d, q 축 전류와 그림 3.30에서 해당하는 속도에서 표시한 d, q 축 전류는 일치한다. 식 (3.22)에 표 3.4의 파라미터를 대입하면 d 축 전류는 속도와 무관하게 $\lambda_{PM}/L_d = 10.6$ kA의 크기를 가지는 것으로 계산되며, q 축 전류는 1500 r/min, 900 r/min, 300 r/min에서 각 0.24 kA, 0.40 kA, 1.19 kA의 크기를 가지는 것으로 계산된다.

$$\frac{I_{d,ss}}{I_{q,ss}} = \frac{\omega L_q}{R_s}. \quad (3.32)$$

그림 3.30의 과도 상태 영역을 확대하면 그림 3.31과 같다. 식 (3.22)에서 나타난 바와 같이 과도 상태에서의 리플 성분 주파수는 전기각 주파수 ω 와 동일하며, 이를 그림 3.31에서 확인할 수 있다. 시뮬레이션에서 상전류의 최대치는 20 kA로 나타나는데, 이는 (3.28)으로부터 얻어지는 $2\lambda_{PM}/L_d = 21$ kA와 거의 비슷하다. 즉, d축 전류 최대치에 따라 사고 시 최대 전류가 결정된다.

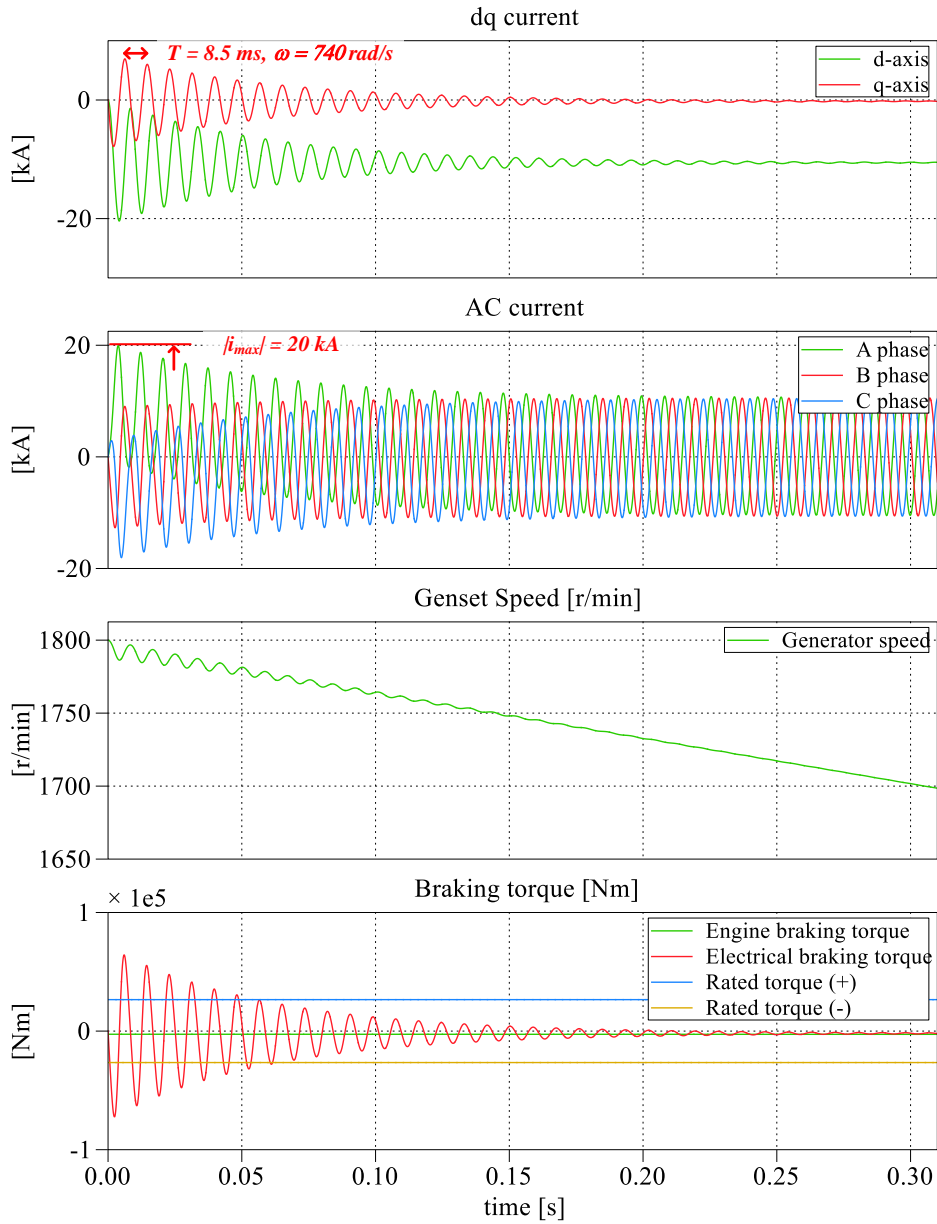


그림 3.31 발전기 무부하 운전 중 직류단 단락사고 시, 감속 시뮬레이션 결과 (확대)

앞선 분석을 바탕으로 단락 사고 시 다이오드 정류기가 소손되지 않기 위한 다이오드 소자 선정 기준을 제시한다.

먼저 표 3.4에 나타난 바와 같이 대상 영구자석 발전기의 정격 전류가 $3,523 \text{ A}_{\text{rms}}$ 이므로, 3상 전파 다이오드 정류기의 6개 다이오드들은 정격 전류가 최소한 $\frac{3,523}{\sqrt{2}} \text{ A}_{\text{rms}} = 2,491 \text{ A}_{\text{rms}}$ 이상이 되어야 한다. 또한, 다이오드는 단락 사고 발생시 수 초 동안 흐르는 사고 전류에도 소손되지 않아야 하기 때문에 이를 고려하여야 한다. 정상상태 사고 전류의 값은 그림 3.30에서 확인한 바와 같이 정상상태 d축 전류 $I_{d,ss}$ 의 값에 의하여 결정된다. 이 값이 상전류 피크에 해당함을 고려하여 다이오드의 rms 전류로 환산하면 $\left| \frac{I_{d,ss}}{2} \right| = \frac{\lambda_{PM}}{2L_d} = 5,300 \text{ A}_{\text{rms}}$ 로 계산할 수 있다. 정격 전류 $2,491 \text{ A}_{\text{rms}}$ 와 사고시 정상상태 전류 $5,300 \text{ A}_{\text{rms}}$ 를 고려하면 대상 발전기의 다이오드는 그림 3.32와 같이 연속 정격 전류가 $1,700 \text{ A}_{\text{rms}}$ 인 Infineon 社의 DZ1070N18K [105] 4개 병렬 연결하여 구성할 수 있다. 다만 다이오드 소자를 병렬 연결하면 부하 분담이 완벽하게 동일하지 않을 수 있으므로, $1,700 \text{ A}_{\text{rms}}$ 다이오드 소자 4개를 병렬 연결하여 사용하는 것은 설계 여유가 부족할 수도 있다. 보다 정확한 설계를 위해서는 다이오드 열 모델을 활용하여 단락 사고 후 수 초 동안의 다이오드 온도를 확인하는 방법을 사용할 수 있다. 오히려 열 모델 시뮬레이션 결과에 따라 다이오드 소자 3개 (연속 정격 전류 $5,100 \text{ A}_{\text{rms}}$)를 병렬 연결하였을 때에도 수 초 동안 사고 전류 $5,300 \text{ A}_{\text{rms}}$ 를 견디는 것이 가능할 수도 있다.

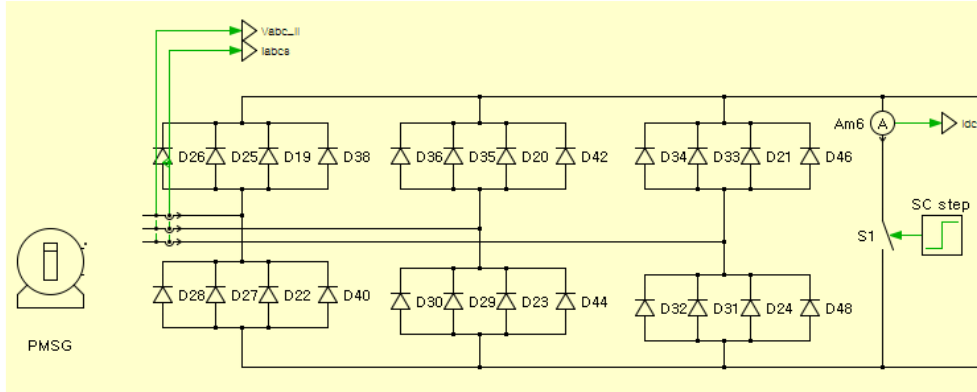


그림 3.32 단락 사고 전류를 고려한 다이오드 정류기 시뮬레이션 모델

그림 3.32의 시뮬레이션 모델에서 단락 사고 전류와 다이오드 정격값의 비교 결과는 그림 3.33과 같다. 그림 3.33은 과도 상태에서 가장 큰 전류가 흐르는 다이오드인 직류단 (+) 극과 발전기 A상에 연결된 다이오드 D19의 전류를 표시하였다. 과도 상태에서 최대 피크 전류가 발생할 때에도 10ms I^2t 값이 DZ1070N18K 다이오드 한계치인 $6,250\text{ kA}^2\text{s}$ 에 비해 현저히 작음을 알 수 있다. 또한 영구자석 발전기의 속도가 1500 r/min 인 지점에서의 확대 파형에서, 설계한 바와 같이 사고 전류가 다이오드 정격 전류의 70% 수준임을 확인할 수 있다.

위의 예시와 같이 단락 사고를 고려하여 다이오드 정류기의 소자를 선정할 수 있으며, 발전기 또한 단락 사고 시 감자 (de-magnetization) 현상이 일어나지 않고 수초 간의 과전류로 인한 고장이 발생하지 않도록 설계하여야 한다. 본 논문에서는 단락 사고 시 조속기의 동작을 멈추어 엔진과 발전기의 제동 토크로 엔진 발전기를 정지시키고 직류단 전압을 제거하는 방법을 기술하였다. 그리고 엔진 발전기가 감속하는 수 초 동안 발전기와 다이오드 정류기를 보호하는 개념을 제안하였다.

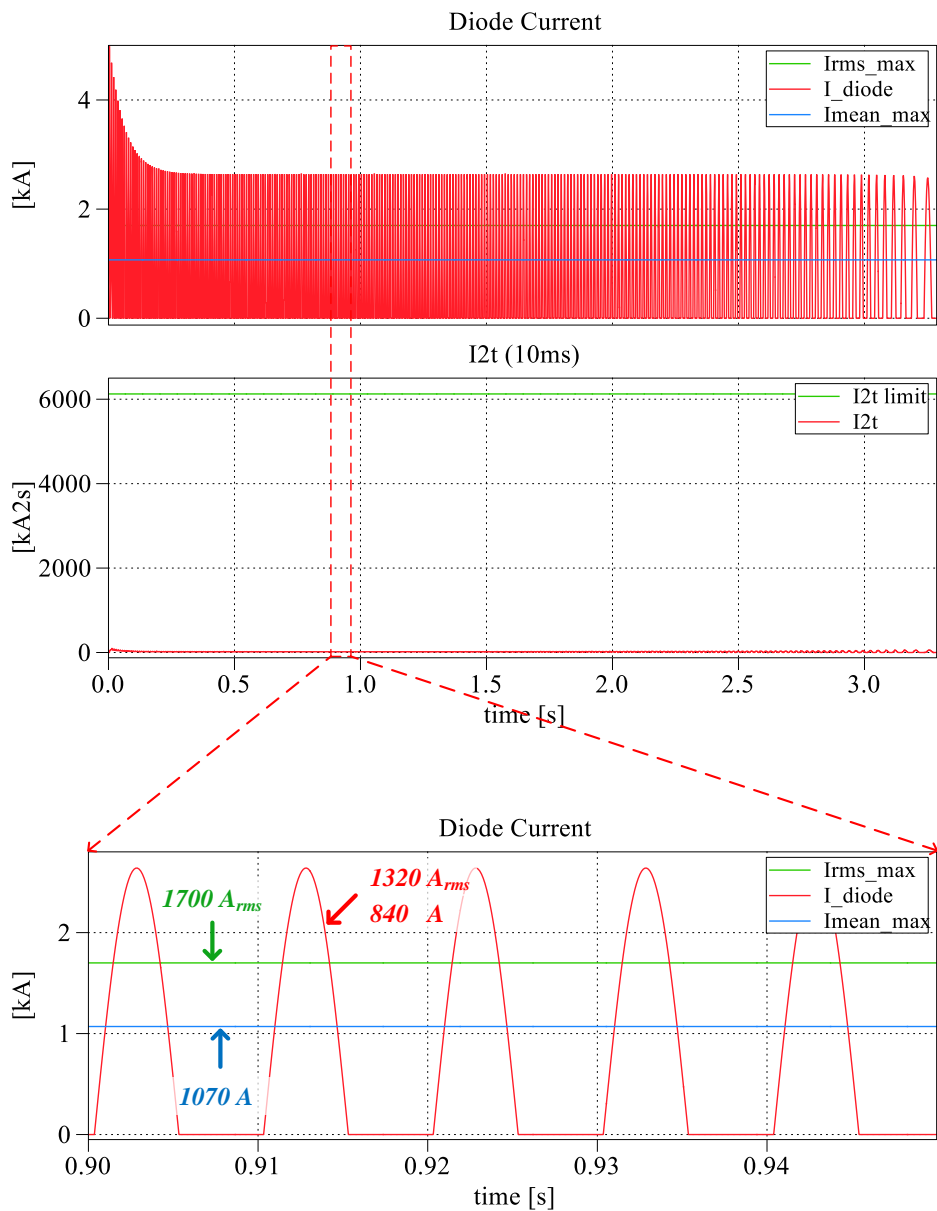


그림 3.33 다이오드 전류(그림 3.32의 D19)와 다이오드 정격값의 비교

3.5 제안하는 시스템의 제어 전략

3.5.1 전압 제어기

본 절에서는 그림 3.19 (c), 표 3.4의 제정수를 가진 발전기를 대표 예시로 사용하여 제어 전략에 대하여 설명한다.

계자권선 발전기와 다이오드 정류기를 사용하는 기존 시스템의 경우, 연료 투입량을 제어하는 조속기가 엔진발전기의 속도를 제어한다. 또한 계자 전류를 제어하는 자동전압 조정기 (AVR) 가 직류단 전압을 제어한다. 반면 발전부가 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 이루어진 제안하는 시스템에서는 제어할 수 있는 장치가 조속기 뿐이기 때문에, 조속기로 엔진발전기의 속도 혹은 직류단 전압을 제어하여야 한다.

3.2절에서 기술한 바와 같이, 엔진 발전기의 속도, 직류단 전압, 그리고 부하는 (3.12)와 같은 관계를 가진다. 직류단 전압을 부하와 엔진발전기의 속도의 함수라고 볼 수 있으며, (3.12)를 속도에 관해 정리하면 엔진발전기의 속도를 부하와 직류단 전압의 함수로 해석할 수도 있다. 따라서 조속기로 부하의 크기에 따라 엔진발전기의 속도를 제어하는 것은 부하의 크기에 따라 직류단 전압을 제어하는 것과 비슷한 관계를 가진다고 볼 수 있다.

먼저 조속기로 엔진발전기의 속도를 제어하는 방법에 대하여 기술한다. 표 3.4에 표시된 발전기의 정류된 직류단 전압을 엔진발전기 운전 영역에서 부하-속도 ($P-\omega$) 평면 상에 나타내면 그림 3.34와 같다. 그림 3.20의 디젤 엔진 연비 지도를 고려할 때 엔진발전기는 그림 3.34의 빨간색 선을 따라 운전될 때 900 ~ 1100 V 의 직류단 전압 범위 내에서 가장 효율적으로 운전될 수 있다. 따라서 속도 제어 모드에서는 엔진 발전기가 빨간색 선 위에서 운전될 수 있도록, 부하의 크기 P_{Load} 에 따라 속도 지령을 결정하여야 한다.

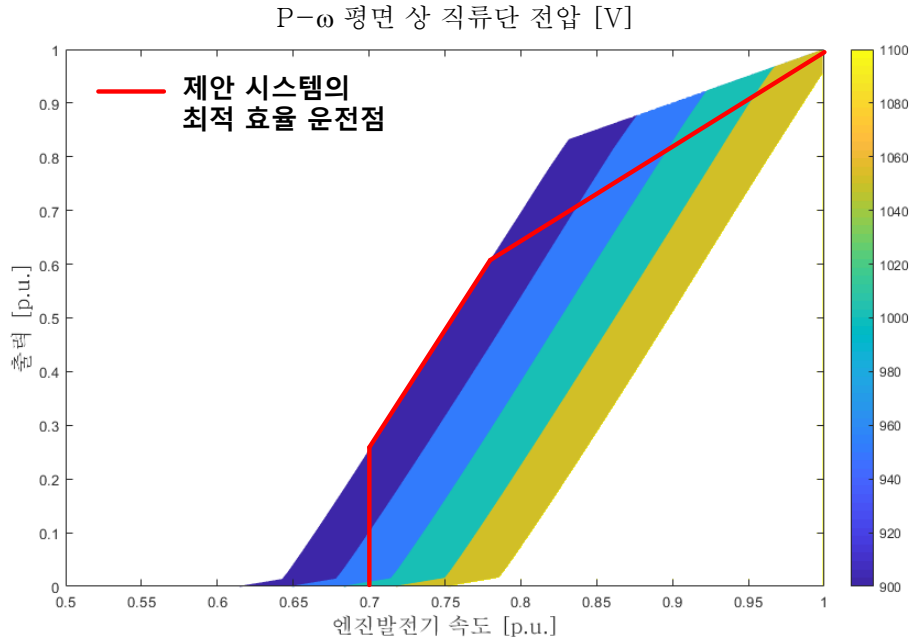


그림 3.34 P- ω 평면 상 직류단 전압 (표 3.4의 발전기 - L_{d_pu} 60 %, L_{q_pu} 80 %)

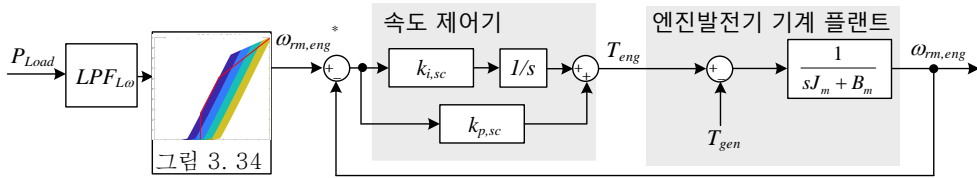


그림 3.35 제안한 시스템의 조속기 속도 제어 블록도

그림 3.35는 제안한 시스템에서 조속기가 속도 제어 모드로 동작할 때의 제어 블록도를 나타낸다. 속도 지령 (speed reference) 은 저역 통과 필터 $LPF_{L\omega}$ 를 거친 부하의 크기에 따라 그림 3.34에 근거하여 결정한다. 부하의 크기 P_{Load} 는 발전기의 전압과 전류를 측정하여 구할 수 있다 (그림 3.3에서 $V_{DC} = \max(|V_{ab}|, |V_{bc}|, |V_{ca}|)$, $I_{DC} = \max(|I_a|, |I_b|, |I_c|)$). 2.3.1절에서 기술한 바와 같이, 엔진 발전기 플랜트에서 시지연을 무시하고 속도 제어기를 PI 형태로 간략하게 구성하는 대신 실제 엔진발전기와 같이 속도 제어 대역폭을 3 Hz 이하로 제한한다.

그림 3.35에서 속도 지령 변동에 대한 속도 응답은 (3.33)과 같이 나타난다. 속도 제어기의 비례 이득 $K_{p,sc}$ 과 적분 이득 $K_{i,sc}$ 를 (3.34)와

같이 정하면, 속도와 속도 지령치 사이의 전달함수는 오버슈트 없는 1차 저역 통과 필터와 같이 나타난다. 이 때, 속도 제어기의 주파수 대역 (bandwidth) 은 (3.34)의 ω_{sc} 와 같고, 이 값이 3 Hz 이하의 값을 가지도록 설계한다.

$$\frac{\omega_{rm,eng}}{\omega_{rm,eng}^*} = \frac{\frac{K_{p,sc}}{J_m} s + \frac{K_{i,sc}}{J_m}}{s^2 + \frac{B_m + K_{p,sc}}{J_m} s + \frac{K_{i,sc}}{J_m}}. \quad (3.33)$$

$$\frac{\omega_{rm,eng}}{\omega_{rm,eng}^*} = \frac{\omega_{sc}}{s + \omega_{sc}}, \quad (3.34)$$

where $K_{p,sc} = J_m \omega_{sc}$, $K_{i,sc} = B_m \omega_{sc}$.

다음으로는 조속기로 엔진발전기의 정류된 직류단 전압을 제어하는 방법에 대하여 기술한다.

직류단 전압을 P- ω 평면 상에서 나타낸 그림 3.34를 변환하여, 발전기 속도를 V-P 평면 상에 나타내면 그림 3.36과 같다. 그림 3.36의 좌측 하단부는 엔진발전기의 저속 운전 영역 (정격 속도의 70% 미만) 에 해당하므로 운전이 불가능하다. 또한 우측 상단은 엔진발전기의 고속 운전 영역 (정격 속도의 100 % 초과) 에 해당하여 운전이 불가능한 영역이며, 우측 하단은 출력 토크가 정격 토크를 초과하는 영역이기 때문에 연속 운전이 불가능한 영역이다.

그림 3.34와 그림 3.36을 비교하면 P- ω 평면에서의 최적 효율 운전점이 V-P 평면 상에서 어떻게 변환되는지 확인할 수 있다. 부하율이 정해졌을 때, 운전가능한 전압 범위 내에서 가능한 한 낮은 전압이 최적 효율 운전점에 해당한다. 이는 같은 부하 크기에 대하여 전압이 낮을수록 엔진 발전기의 속도가 느리며, 저속 고폭 영역에서 엔진 발전기의 효율이 높기 때문이다. 그림 3.20에서 P- ω 디젤 엔진 연비지도를 V-P 평면 상으로 변환하면 그림 3.37과 같이 나타나는데, 같은 부하율에서 전압이 낮을수록 SFOC 값이 낮음을 확인할 수 있다. 즉, 일반적으로 P-

ω 평면에서 저속일수록 엔진의 연비가 개선되는 것을 알 수 있고, V-P 평면에서는 저전압일수록 엔진의 연비가 개선되는 것을 알 수 있다. P- ω 평면 상에서의 엔진 연비지도는 엔진 자체의 특성에 해당하므로 발전기의 제정수와 관계없이 항상 동일하다. 하지만 그림 3.37과 같이 연비지도를 V-P 평면으로 변환하면 발전기와 정류기로 이루어진 전기 회로가 고려되기 때문에 발전기 제정수에 따라 연비지도 형태가 달라진다.

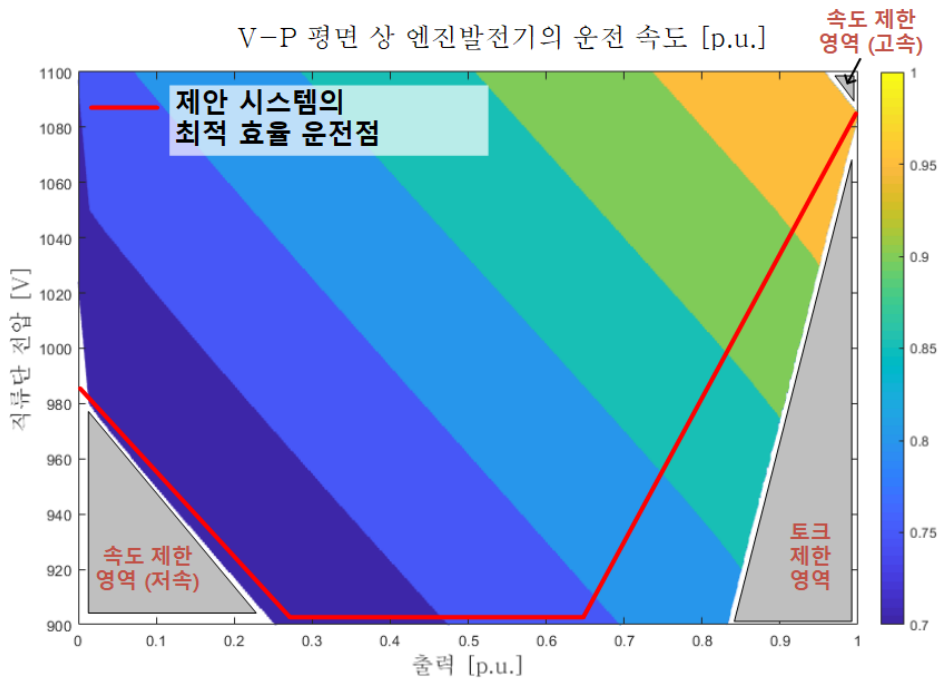


그림 3.36 V-P 평면 상 엔진발전기 속도 (표 3.4의 발전기 - $L_{d_{pu}}$ 60 %)

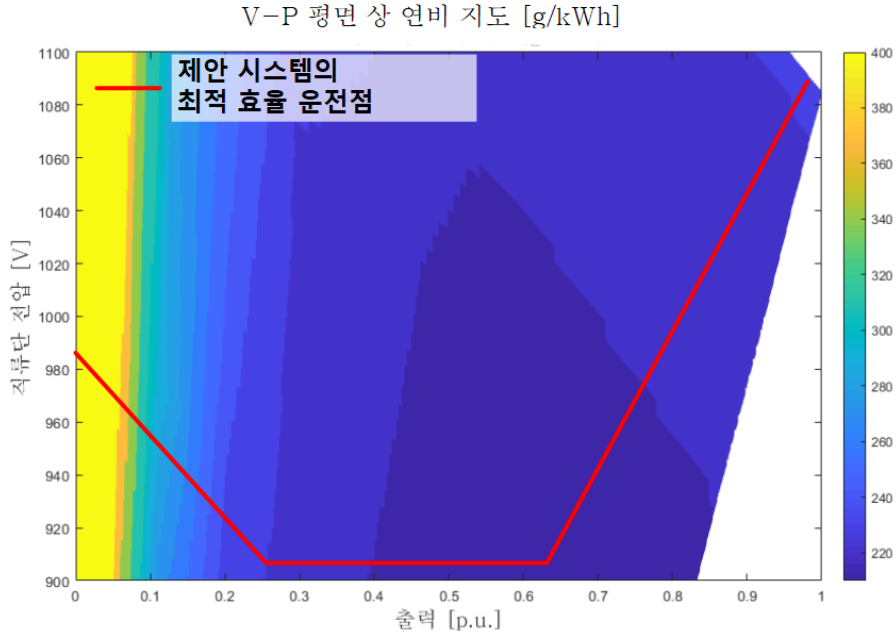


그림 3.37 V-P 평면 상 엔진발전기 연비 지도(표 3.4의 발전기 - L_{d_pu} 60 %)

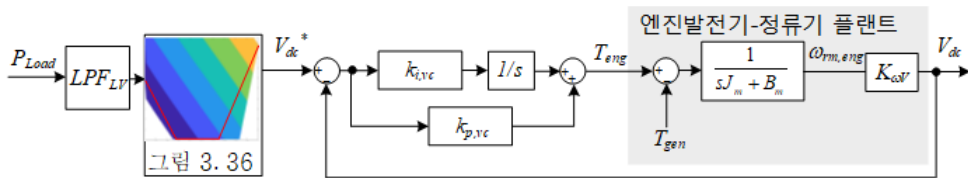


그림 3.38 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 블록도

전압 제어 모드에서는 엔진 발전기가 그림 3.36의 최적 효율 운전점 위에서 운전될 수 있도록, 부하의 크기 P_{Load} 에 따라 직류단 전압 지령을 결정하여야 한다. 그림 3.38은 제안한 시스템에서 조속기가 전압 제어 모드로 동작할 때의 제어 블록도이다. 직류단 전압 지령 (DC voltage reference) 은 저역 통과 필터 LPF_{LV} 를 거친 부하의 크기에 따라 그림 3.36의 최적효율 운전점에 근거하여 결정한다.

그림 3.38의 엔진발전기 플랜트 모델링에서 엔진발전기 속도와 직류단 전압과의 관계를 (3.35)와 같이 $K_{\omega V}$ 라는 상수로 나타내었다. 식 (3.35)에서 동특성을 무시한 채 두 변수의 관계를 단순히 상수로 나타낼 수 있는 이유는 속도 제어기의 제어 대역폭보다 두 변수 간의 동특성이

수십배 정도 빠르기 때문이다. 앞서 기술한 바와 같이 엔진발전기의 속도 제어 대역폭은 최대 3 Hz 로 제한 된다. 반면, 그림 3.5 (a)의 등가회로에서 알 수 있듯이 엔진발전기 속도가 변화할 때 직류단 전압은 발전기 권선 저항과 인덕턴스의 시정수 T_a 에 의해 결정된다. 이는 (3.36) 과 같이 쓸 수 있는데, 대형 영구자석 발전기에서 per-unit 인덕턴스가 per-unit 권선저항 보다 수십배 크고 본 논문에서 발전기의 정격 전기각 주파수 ω_{rated} 는 수백 rad/s 라는 점을 고려하면 T_a 는 100 ms 안팎의 값을 가진다. 표 3.4의 5 MW급 영구자석 발전기의 경우 T_a 는 60 ms 에 해당하며, 영구자석 발전기의 용량이 작아질수록 인덕턴스에 대한 저항의 크기가 커지기 때문에 시정수가 짧아진다. 이와 같이 수 Hz 미만의 엔진 속도 제어 대역폭에 비하여 속도와 직류단 전압 사이의 동특성이 10배 이상 빠르기 때문에, (3.35)와 같이 두 변수 간의 동특성을 무시할 수 있다.

$$V_{DC} = K_{\omega} \omega_{rm,eng}. \quad (3.35)$$

$$T_a = \frac{L_s}{R_s} = \frac{1}{\omega_{rated}} \frac{\omega_{rated} L_s}{R_s} = \frac{1}{\omega_{rated}} \frac{L_{p.u.}}{R_{s,p.u.}}. \quad (3.36)$$

그림 3.5 (b)의 페이지도로부터 단자전압 V_{AC} 와 기계 각속도 ω_{rm} 의 관계는 (3.37)과 같이 나타낼 수 있다.

$$V_{AC} = PP \omega_{rm} \lambda_{PM} \sqrt{1 - \left(\frac{L_s I_s}{\lambda_{PM}} \right)^2}. \quad (3.37)$$

그리고 (3.35)에 (3.37), 직류단 전압 V_{DC} 와 AC 단자 전압 V_{AC} 의 관계를 나타낸 (3.3)의 수식들을 대입하면, K_{ω} 를 (3.38) 과 같이 전개할 수 있다.

$$K_{\omega} = \frac{V_{DC}}{\omega_{rm}} = \frac{\pi V_{AC}}{2 \omega_{rm}} = \frac{\pi}{2} PP \lambda_{PM} \sqrt{1 - \left(\frac{L_s I_s}{\lambda_{PM}} \right)^2}. \quad (3.38)$$

식 (3.38) 역기전력 설계치 (3.19)와 역기전력과 자속의 관계를 나타낸 (3.5)를 (3.37)에 대입하면 (3.39)와 같이 식을 전개할 수 있다. 식 (3.39)에서 $K_{\omega V0}$ 는 상수이며, 그 외의 제공근 항은 부하 전류 크기에 따라 변동한다. 제공근 항은 무부하에서 최대값 1, 정격 부하에서 최소값 $\sqrt{1 - (L_{p.u.}/K_{Ecomp}\sqrt{1 + L_{p.u.}^2})^2}$ 을 가진다. 표 3.4의 5 MW급 예시 발전기의 경우, $K_{E,comp} = 1.1$ 이고 $L_{p.u.} = 60\%$ 이기 때문에 제공근 항은 부하 크기에 따라 최소 0.88에서 최대 1의 값을 가진다. 이와 같이 K_{wV} 는 전부하 영역에 걸쳐 크게 가변하지 않기 때문에, K_{wV} 를 상수 K_{wV0} 로 근사하고 (3.35)를 (3.40)으로 고쳐쓸 수 있다. 일반적으로 per-unit 인덕턴스가 더 작은 소형 영구자석 발전기의 경우 제공근항의 최소값은 1에 더 가까워진다.

$$\begin{aligned}
 K_{\omega V} &= \frac{\pi}{2} PP\lambda_{PM} \sqrt{1 - \left(\frac{L_{p.u.}}{K_{E,comp}\sqrt{1 + L_{p.u.}^2}} \right)^2 \left(\frac{I}{I_{base}} \right)^2} \\
 &= K_{\omega V0} \sqrt{1 - \left(\frac{L_{p.u.}}{K_{E,comp}\sqrt{1 + L_{p.u.}^2}} \right)^2 \left(\frac{I}{I_{base}} \right)^2}.
 \end{aligned} \tag{3.39}$$

$$V_{DC} \cong K_{\omega V0} \omega_{m,eng}. \tag{3.40}$$

엔진발전기 속도와 직류단 전압의 관계를 (3.40)으로 나타내면, 그림 3.38의 전압 제어기 제어블록도에서 전압 지령 변동에 대한 전압 응답은 (3.41)과 같이 나타난다. 전압 제어기의 비례 이득 $K_{p,vc}$ 과 적분 이득 $K_{i,vc}$ 을 (3.42)와 같이 정하면, 전압과 전압 지령치 사이의 전달함수는 오버슈트 없는 1차 저역 통과 필터와 같이 나타난다. 이 때, 전압 제어기의 주파수 대역 (bandwidth)은 ω_{vc} 와 같고, 이 값은 속도 제어기와 마찬가지로 3 Hz 이하의 값을 가지도록 설계한다. 식 (3.40)의 근사에서 부하의 크기에 따라 K_{wV} 가 K_{wV0} 보다 조금 더 작은 값을 가질 것이기 때문에, (3.42)에 근거하여 이득을 설정하면 전압 제어기의 제어 대역폭은 설계치보다 다소 작을 수 있다.

$$\frac{V_{DC}}{V_{DC}^*} = \frac{\frac{K_{\omega V0} K_{p,vc}}{J_m} s + \frac{K_{\omega V0} K_{i,vc}}{J_m}}{s^2 + \frac{B_m + K_{\omega V0} K_{p,vc}}{J_m} s + \frac{K_{\omega V0} K_{i,vc}}{J_m}}. \quad (3.41)$$

$$\begin{aligned} \frac{V_{DC}}{V_{DC}^*} &= \frac{\omega_{vc}}{s + \omega_{vc}}, \\ \text{where } K_{p,vc} &= \frac{J_m \omega_{vc}}{K_{\omega V0}} = \frac{2J_m}{\pi PP \lambda_{PM}} \omega_{vc}, \\ K_{i,vc} &= \frac{B_m \omega_{vc}}{K_{\omega V0}} = \frac{2B_m}{\pi PP \lambda_{PM}} \omega_{vc}. \end{aligned} \quad (3.42)$$

전압 제어기 동특성을 확인하기 위한 시뮬레이션 모델을 그림 3.39와 같이 구성하였다. 시뮬레이션에서 엔진 발전기의 제정수는 표 3.4의 5 MW 모델 예시를 사용하였다. 또한 표 3.5과 같이 일반적으로 1000 V_{DC}, 1 MW 컨버터의 직류단 캐패시터가 약 15 ~ 20 mF 범위 내의 값이므로, 직류단 캐패시터의 총합 C_{DC}는 이의 5배인 80 mF로 설정하였다. 또한 전압 제어기의 제어 대역폭 ω_{vc} 는 3 Hz 이하로 설정할 수 있는데, 시뮬레이션에서는 전압 제어 대역폭을 1 Hz로 설정하여 (3.42)과 같이 비례 이득과 적분 이득을 설정하였다.

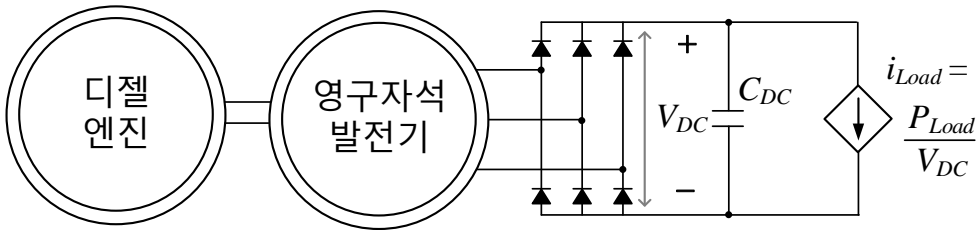


그림 3.39 전압 제어기 동특성 확인을 위한 시뮬레이션 모델

그림 3.40은 $t = 30 \text{ s}$ 에서 직류단 전압 지령이 1000 V에서 1020 V로 바뀌었을 때의 전압 지령 변동에 대한 전압 변동을 나타낸다. 부하는 1 MW(부하율 20%)로 일정하다. 이 때 고조파 전압 리플 성분을 제외하면 응답의 개형은 (3.42)에서 설계한 바와 같이 1차 저역 통과 필터와 비슷하게 나타난다. 또한 전압이 전압 지령 계단 변동 20 V의 63 % ($= 1 - e^{-1}$) 인 12.6 V 만큼 변동할 때까지 걸리는 시간, 즉 1차 저역 통과 필터의 시정수는 약 164 ms 로 나타난다. 이를 제어 주파수 대역으로 환산하면 0.97 Hz 에 해당한다.

또한 그림 3.41은 부하가 4 MW(부하율 80%)로 일정할 때, $t=30 \text{ s}$ 에서 직류단 전압 지령이 1000 V에서 1020 V로 바뀌었을 때의 전압 지령 변동에 대한 전압 변동을 나타낸다. 수 V의 오버슈트가 발생하지만 1차 저역 통과 필터와 비슷한 개형을 가지며, 1차 저역 통과 필터의 시정수는 약 135 ms로 나타난다. 이를 제어 주파수 대역으로 환산하면 1.18 Hz 에 해당한다.

그림 3.41, 그림 3.42와 같은 시뮬레이션 조건에서 엔진 플랜트에 시지연 100 ms를 적용하였을 때의 전압 제어 결과는 각각 그림 3.42, 그림 3.43과 같다. 시지연만큼 제어기 응답이 늦게 나타나고, 시지연으로 인해 응답 특성에 20 ~ 40 % 의 오버슈트가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 시지연을 포함한 플랜트에서 오버슈트를 줄이고 시스템의 안정도를 높이기 위해서는 제어기에 미분항을 포함한 PID 제어기 형태로 구성하여야 한다. 따라서 실제 엔진 조속기 제어기의 경우 일반적으로 퍼지(fuzzy) 알고리즘이나 PSO(Particle Swarm Optimization) 최적화 알고리즘 등을 활용한 PID 제어기로 설계된다. 덧붙여, 그림 3.41, 그림 3.42에서 적용한 시지연 100 ms는 식 (2.1)에 의해 엔진의 속도가 600 r/min일 때의 엔진 시지연에 해당한다. 그리고 정격속도가 1800 r/min인 대상 디젤 엔진의 경우, 가변속 범위 50%를 고려하였을 때의 시지연은 이보다 짧은 33 ~ 66 ms 로 100 ms의 약 절반에 해당한다.

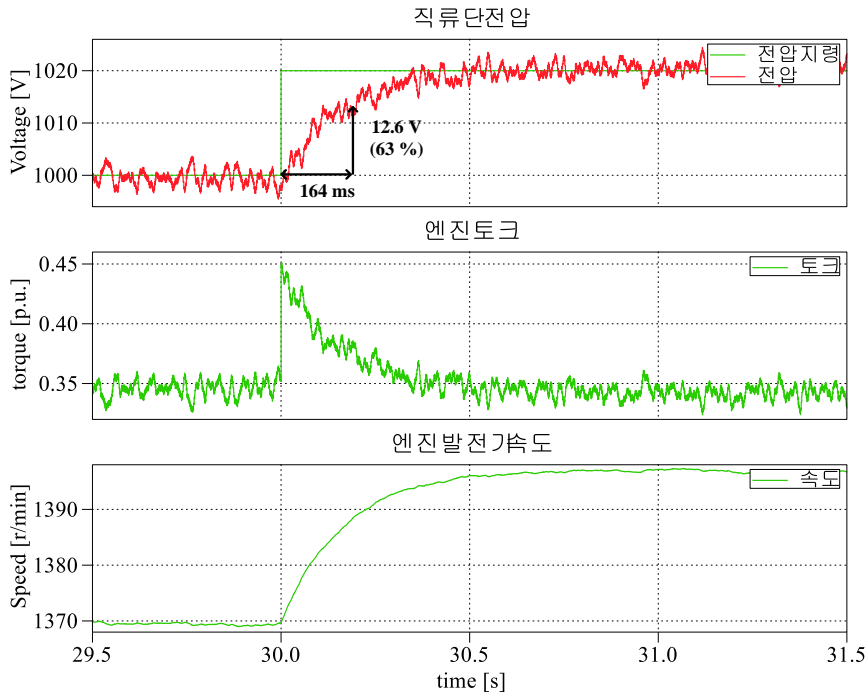


그림 3.40 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 동특성 ($P_{Load} = 1 \text{ MW}$)

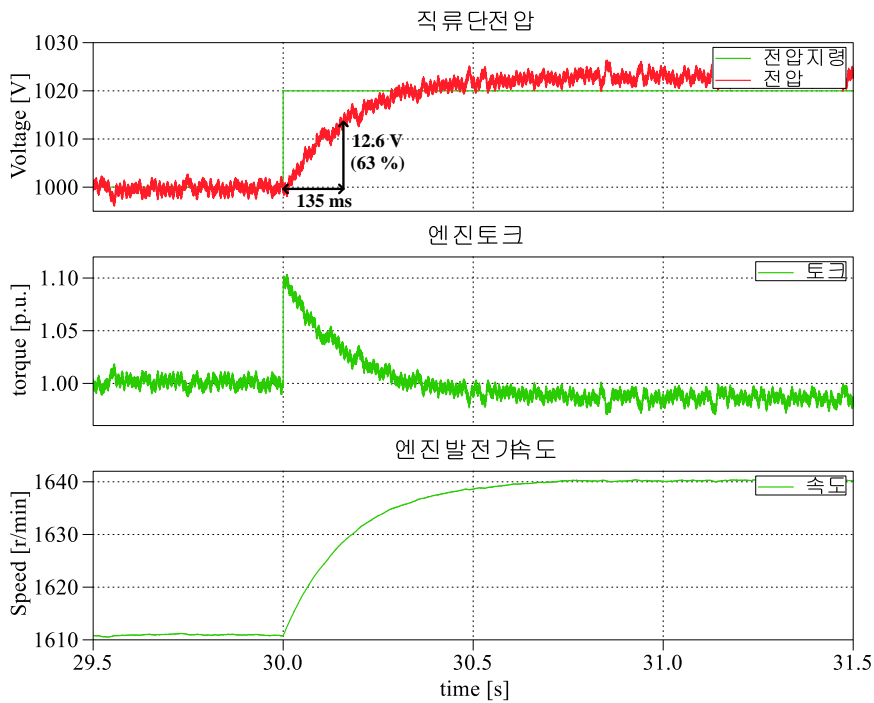


그림 3.41 제안한 시스템의 조속기 전압 제어 동특성 ($P_{Load} = 4 \text{ MW}$)

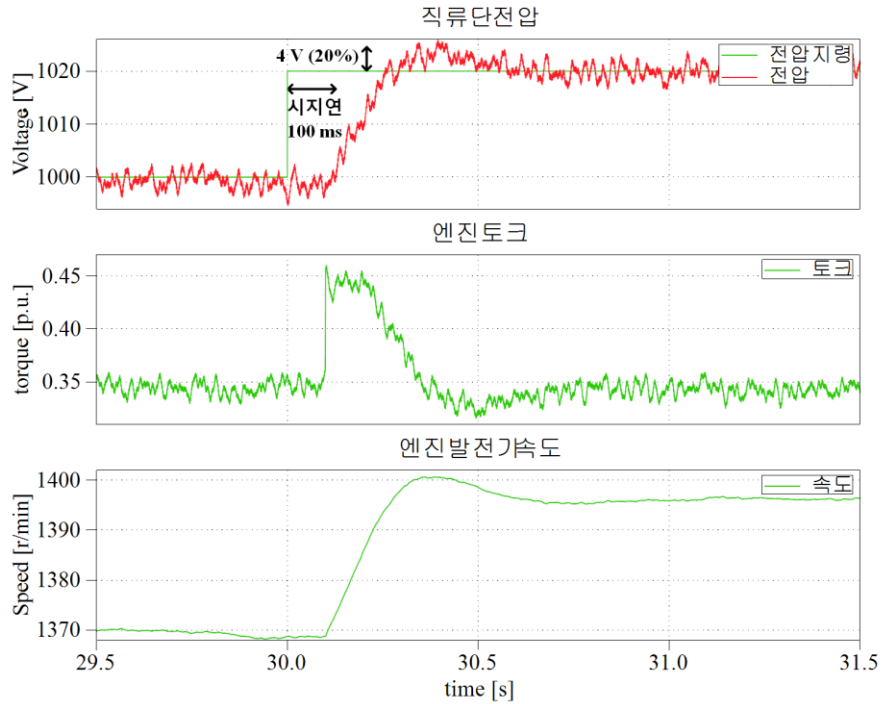


그림 3.42 조속기 전압 제어 동특성 - 엔진 시지연 100ms ($P_{Load} = 1 \text{ MW}$)

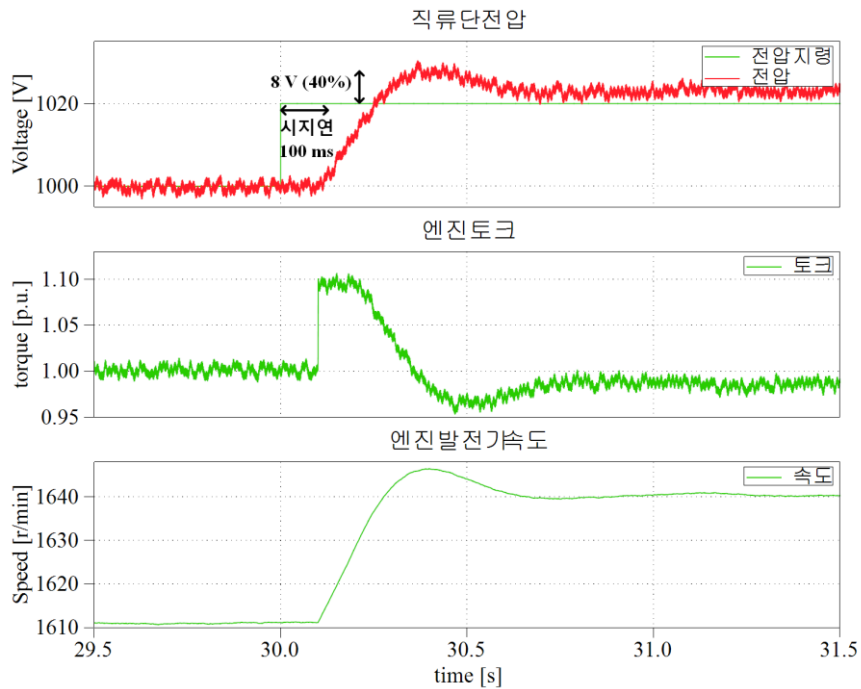


그림 3.43 조속기 전압 제어 동특성- 엔진 시지연 100ms ($P_{Load} = 4 \text{ MW}$)

이와 같이 제안하는 시스템은 그림 3.35의 속도 제어 모드로 운용할 수도, 그림 3.38의 전압 제어 모드로 운용할 수도 있다. 단, 속도 제어 모드로 운용할 때는 직류단 전압이 제한 범위를 벗어나지 않도록 제어기에 제한기 (limiter) 를 적절히 사용하여야 하며, 전압 제어 모드로 운용할 때에는 반대로 속도가 제한 범위를 벗어나지 않도록 제한기를 적절히 사용하여야 한다.

본 논문에서는 전압 제어기로 발전부를 제어하는 방식을 제안하고, 전압 제어기 형태를 기반으로 앞으로의 시뮬레이션과 실험을 진행한다. 전압 제어기를 사용하는 것이 속도 제어기를 사용하는 것보다 유리할 수 있는데 그 이유는 다음과 같다.

먼저, 전압이 수십 ms 라도 제한 범위를 벗어나면 시스템 일부 기기의 고장 위험이 있다. 반면 속도 제한 범위에 대해서는 그렇게 민감하지 않다. 앞서 설명하였듯이 엔진의 저속 제한 (그림 3.20의 경우, 정격 속도의 70 %) 은 크랭크 축에 연결된 오일 펌프의 출력이 저속에서 줄어들기 때문에 엔진의 윤활이 부족하게 되기 때문인데, 수 초 정도 저속 제한을 넘어가더라도 엔진의 윤활 시스템이 손상되지는 않는다. 또한 엔진발전기의 고속 제한 (overspeed limit) 은 정격 속도의 120 % 수준으로 설정되기 때문에 [106], 정격 속도를 수 초 정도 초과하더라도 엔진 부속품의 기계적 손상은 발생하지 않는다. 반면 직류단 전압의 경우, 제한 범위를 잠시라도 초과하게 되면 전력 반도체 소자들이 소손될 위험이 있다. 저전압이 발생할 때에도 컨버터들이 이를 저전압 고장 (under voltage fault) 으로 인식하고 고장 모드로 진입할 가능성이 있다. 따라서 기본적으로 전압을 제어하는 제어기 형태가 적절하며 이때 속도는 개루프 (open-loop) 형태로 제한 범위 내에서 변동한다.

둘째로, 엔진발전기의 병렬 운전을 위한 드롭 제어를 고려하였을 때, 발전기 간에 통신 없이 공유 가능한 정보는 직류단 전압 뿐이다. 따라서 직류단 전압을 제어하는 제어기 방식이어야 드롭 제어를 적용할 수 있다.

그림 3.39의 시뮬레이션 모델에 그림 3.38의 전압 제어를 수행한 결과는 그림 3.44와 같다. 이 때, 부하 조건은 다음과 같다. 0 초 무부하 조건에서 2 %/s 의 기울기로 부하가 증가하여 50 초에 정격 부하에 도달한다. 또 60 초부터 같은 기울기로 부하가 감소하여 110 초에 무부하에 도달한다. 이때 엔진발전기의 V-P 평면 상 운전점은 그림 3.37에서 구한 V-P 평면 상의 최적효율 운전점을 따라 움직이는 것을 확인할 수 있다. 그림 3.44의 V-P 평면에서 특이점은 (0 MW, 980 V), (1.4 MW, 900 V), (3.3 MW, 900V), (5.0 MW, 1070 V) 이다. 또한 이 때 엔진발전기의 W-P 평면 상 운전점 또한 그림 3.34의 W-P 평면 상의 최적효율 운전점과 거의 일치한다. 시뮬레이션에서 전압 제어 블록도 그림 3.38에서의 저역 통과 필터 LPF_{LV} 는 50 ms 주기의 이동 평균 (moving average) 방법으로 구현하였다.

또한 그림 3.45는 500 kW (10 %)의 계단 부하 변화가 발생할 때의 전압 제어 결과를 나타낸다. 그림 3.37에서 구한 최적효율 운전점 설정에 따라 초기 조건 1 MW에서의 직류단 전압은 930 V, (500 kW 계단 부하 인가 후) 1.5 MW에서의 직류단 전압은 900 V, (500 kW 계단 부하 탈락 후) 0.5 MW에서의 직류단 전압은 970 V으로 제어된다. 그림 3.45 (a)는 20 초에 500 kW (10 %)의 계단 부하가 인가된 상황을 모의하는데, 계단 부하 인가 10 ms 후에 직류단 전압이 890 V까지 떨어지고 제어기의 동작에 따라 약 2초 후에 엔진발전기의 운전점이 설정한 최적효율 운전점에 수렴되는 것을 확인할 수 있다. 500 kW (10 %)의 계단 부하가 탈락한 상황을 모의하는 그림 3.45 (b)에서는 계단 부하 탈락 약 10 ms 후에 직류단 전압이 최대 970 V 까지 상승하고, 3초 내에 엔진발전기의 운전점이 설정한 최적효율 운전점에 수렴하는 것을 볼 수 있다. 시뮬레이션에서 전압 제어 블록도 그림 3.38에서의 저역 통과 필터 LPF_{LV} 는 500 ms 주기의 이동 평균 방법으로 구현하였다. 그림 3.45의 시뮬레이션 결과로부터 부하 변화율이 선박용 전력 시스템의 최대 부하 변화율 1 % 보다 크더라도 제안한 전압 제어기가 안정적으로 동작하는 것을 확인할 수 있다.

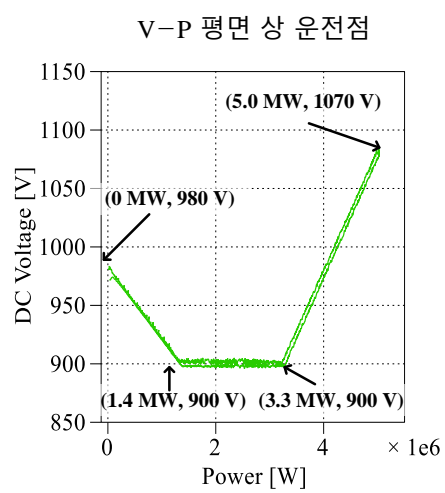
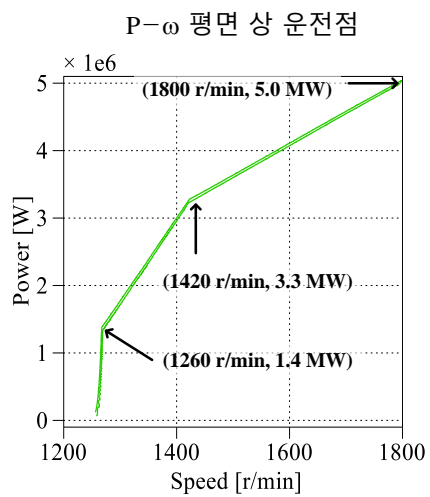
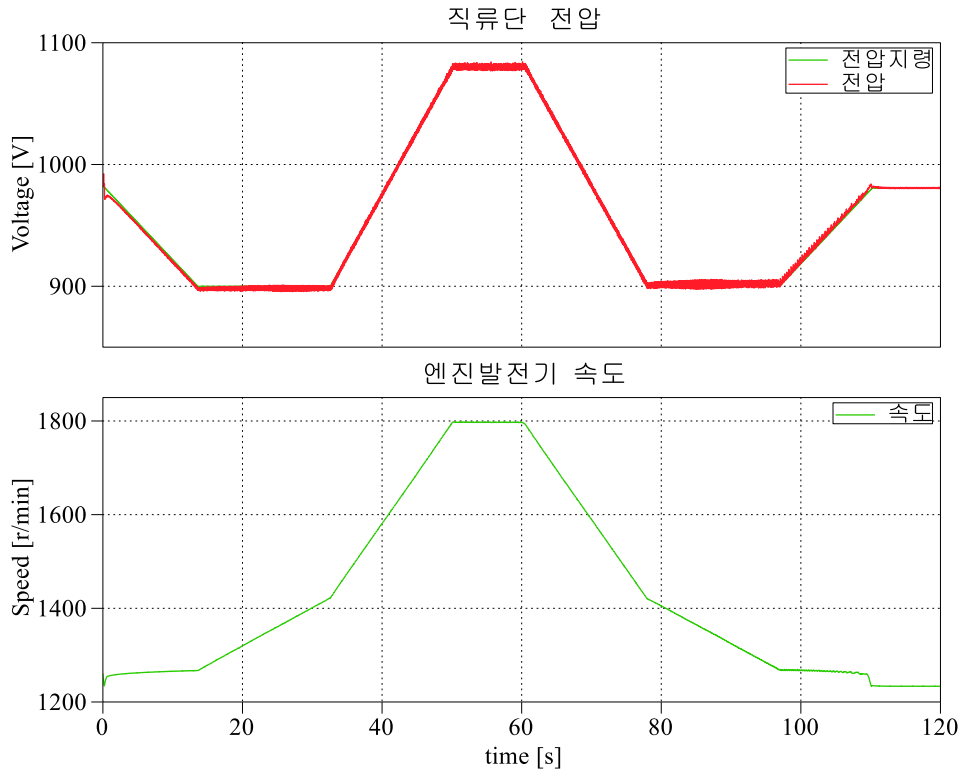
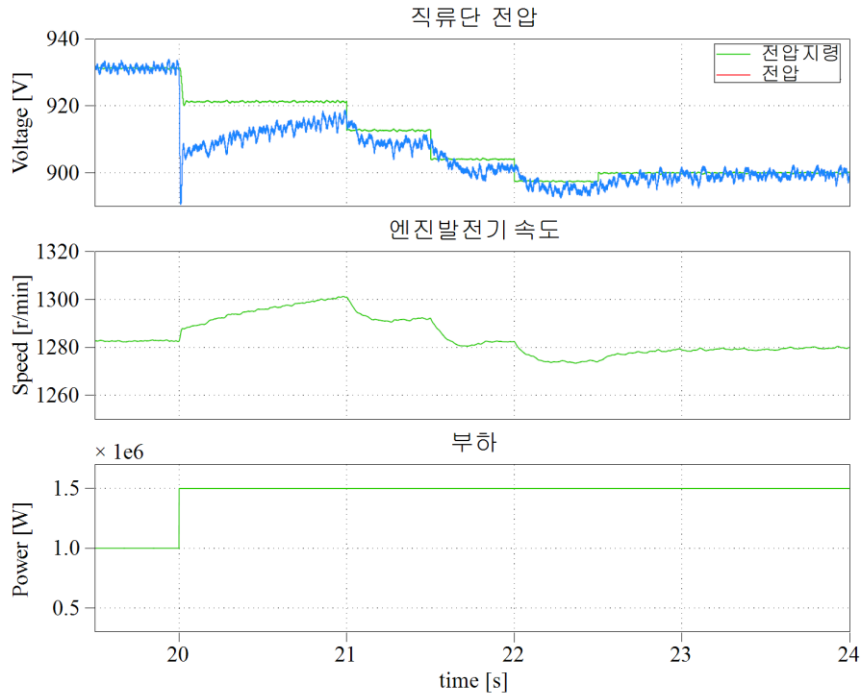
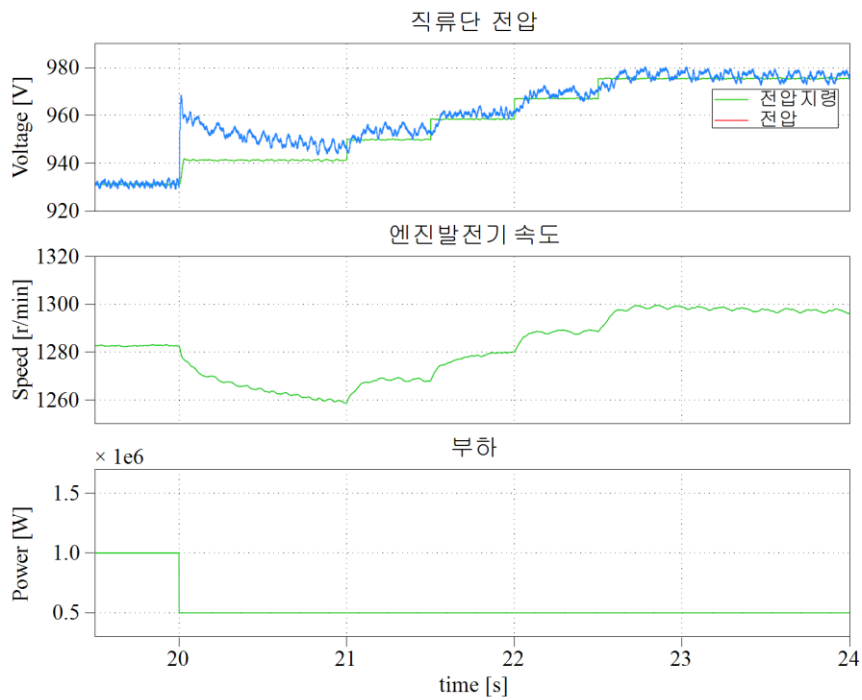


그림 3.44 제한한 시스템의 최적효율 운전 제어, P- ω 평면 운전점, V-P 평면



(a) 계단 부하 인가 (1 MW \rightarrow 1.5 MW)



(b) 계단 부하 탈락 (1 MW \rightarrow 0.5 MW)

그림 3.45 부하 계단 변화 (10%) 시의 전압 제어기 응답

3.5.2 Voltage Peak Limiter (VPL) 및 에너지 저장 장치

2.3.2절에서 설명한 바와 같이, 정상 운전에서 부하의 증감 기울기는 최대 2 % 수준으로 제한된다. 하지만 의도하지 않은 사고로 부하가 탈락할 수 있고 이 때 과전압이 발생할 수 있기 때문에, 이에 대한 대책이 필요하다.

그림 3.46은 그림 3.39의 시뮬레이션 모델에서 부하 탈락이 발생하였을 때의 시뮬레이션 결과를 나타낸다. 전압 지령을 1080 V 로 설정하고 $t=3$ s에서 0.5 MW (10 %)의 부하 탈락을 발생시키면, 약 10 ~ 15 ms 이내에 전압이 수십 V 증가하여 전압 최대치가 전압 제한 범위 (최대 1100 V)를 초과하는 것을 확인할 수 있다. 10 ms 안팎의 시간 안에 전압이 상승하기 때문에, 그림 3.46에서 볼 수 있듯이 최대 수 Hz의 제어 대역폭을 가지는 전압 제어기로는 이러한 과전압을 억제할 수가 없다. 전압 상승 속도는 직류단 캐패시터의 크기에 달렸는데, 직류단 캐패시터의 크기가 그림 3.39의 모델에서 설정한 값인 80 mF 보다 작다면 그림 3.46보다 더 빠른 속도로 전압이 증가할 수도 있다.

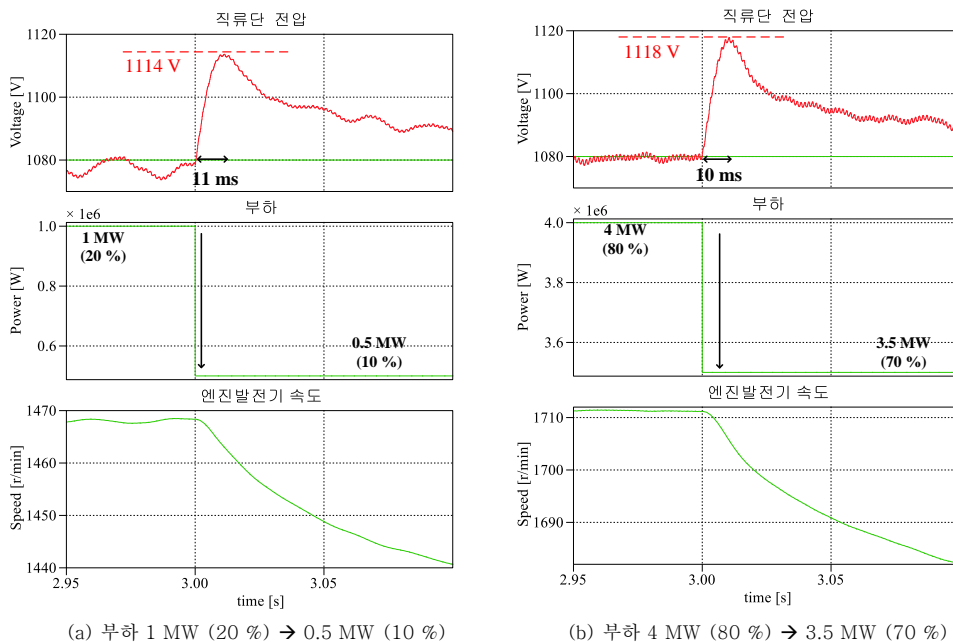


그림 3.46 부하 계단 탈락 시뮬레이션

계단 부하 탈락 시의 직류단 전압 상승폭은 엔진발전기의 P- ω 평면

상의 직류단 전압 도표에 의해 결정된다. 엔진 발전기의 운전점에 따른 직류단 전압을 $P-\omega$ 평면에 나타낸 그림 3.34를 더 조밀한 전압 간격으로 나타내면 그림 3.47과 같이 나타난다. 이 때, 그림 3.46 (a) 의 시뮬레이션 조건과 같이 1080 V, 부하 1 MW (20 %)에서 500 kW (10 %) 의 부하가 차단되면 수십 ms 내에 엔진발전기 속도는 거의 변화가 없기 때문에 $P-\omega$ 평면 상 엔진발전기의 운전점은 아래로 이동한다. 따라서 직류단 전압이 1112 V 가 되고, 부하 탈락에 의한 직류단 전압 상승폭은 32 V 임을 알 수 있다. 그림 3.46 (b)의 경우도 같은 방법으로 해석할 수 있다.

그림 3.47의 직류단 전압 도표는 정상상태에서의 값을 나타내기 때문에 부하 탈락시의 전압 상승폭을 정확하게 계산할 수 있는 것은 아니지만, 앞서 살펴본 바와 같이 대략적인 전압 상승폭을 예측할 수 있다. 그리고 그림 3.47에서 등전압선의 기울기가 엔진 발전기의 운전점과 관계없이 거의 일정함을 알 수 있다. 따라서 부하 탈락 시의 전압 상승폭은 엔진발전기의 초기 운전점과 관계없이 거의 일정하다. 표 3.4 발전기의 경우, 엔진발전기의 초기 운전점과 관계없이 10 %의 부하가 탈락하면 직류단 전압이 30 ~ 40 V 가량 상승한다.

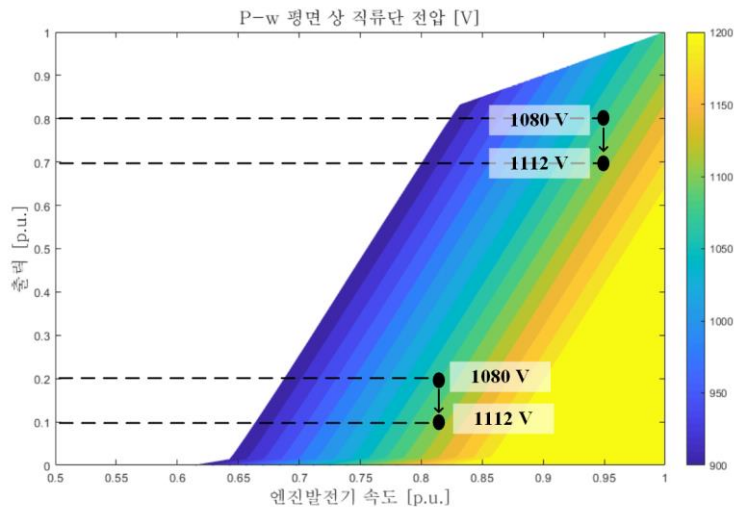


그림 3.47 $P-\omega$ 평면 상 직류단 전압(표 3.4의 발전기)-부하 탈락 시 전압 상승폭
 직류단에 Voltage Peak Limiter (VPL) 를 설치하면 부하 탈락 시의 과전압 발생을 억제할 수 있다. VPL은 그림 3.48과 같이 DC 배전반에

브레이크 초퍼 저항을 연결하는 회로를 의미하는데, 과전압 발생시 VPL 초퍼 회로의 스위치를 켜면 저항 박스가 부하로 작용하여 직류단 전압을 낮출 수 있다. VPL용 저항 박스는 그림 3.49와 같은 파워 저항 다수를 병렬로 연결하여 구성할 수 있다 [107].

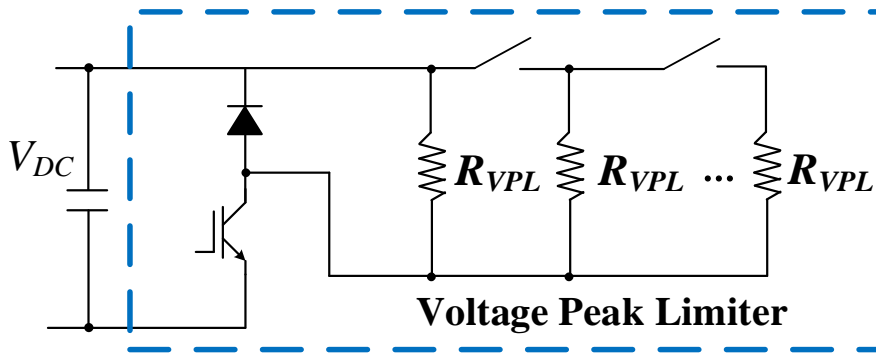


그림 3.48 VPL 용 브레이크 초퍼 저항의 회로 내 연결

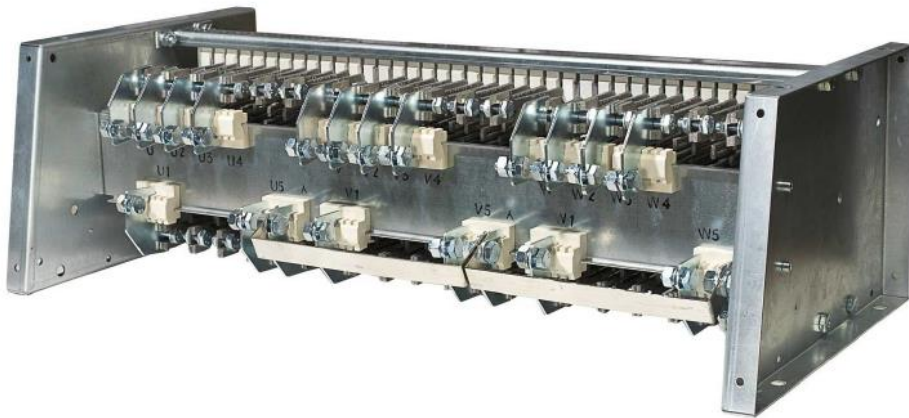


그림 3.49 VPL 용 브레이크 초퍼 저항 [107]

VPL은 그림 3.50과 같이 히스테레시스 방식으로 작동시킬 수 있다. 직류단 전압이 전압 한계치에 도달하였을 때 저항을 하나씩 투입하여 과전압을 억제하며, 전압이 일정값 (그림 3.50의 경우 1090 V) 이하로 회복 되었을 때에는 연결된 저항을 하나씩 차단시킬 수 있다. 이 때 저항 유닛 하나, R_{VPL} , 의 값은 그림 3.47을 참고하여 결정할 수 있다. 부하가 10 % 감소할 때 전압이 30 V 가량 상승하므로, 1100 V에서의 출력이 약 1.6 % 가 되도록 R_{VPL} 의 값을 설정하면 저항이 하나가 투입되거나 차단될 때 전압이 5 V 가량 변동한다. 이에 따라 R_{VPL} 을 $15.1 \Omega (= \frac{(1100 \text{ V})^2}{1.6 \% \times 5 \text{ MW}})$ 으로 설계할 수 있다. 저항이 너무 작게 설계되면 저항이 하나 투입되거나 해제될 때 변동하는 전압이 히스테레시스 범위를 넘어선다. 이 경우, 과전압 발생시 그림 3.51과 같이 VPL 저항이 연속적으로 투입 또는 해제되어 과전압을 효과적으로 억제하지 못할 수 있다.

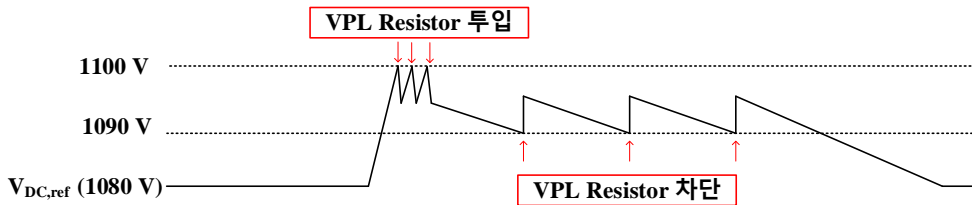


그림 3.50 R_{VPL} 이 적절히 설계되었을 때의 VPL 동작 예시

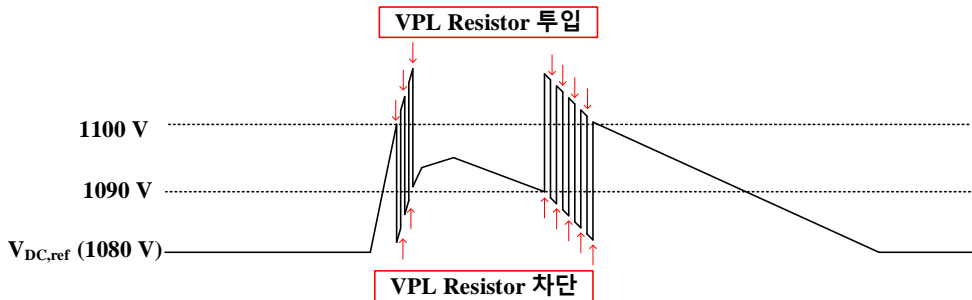


그림 3.51 R_{VPL} 이 작게 설계되었을 때의 VPL 동작 예시 (잘못된 설계)

그림 3.52는 VPL을 적용한 후 그림 3.46과 같은 조건으로 부하 탈락 시물레이션을 수행한 결과를 나타낸다. 앞서 설계한 바와 같이 전압이 1100 V를 초과할 때 VPL 저항이 하나씩 투입되며, 1090 V 미만일 때 하나씩 차단된다. 직류단의 캐패시터 때문에 VPL 저항 투입 시 응답이 그림 3.50보다 지연되어 나타나기 때문에, 이를 고려하여 VPL 저항을 투입, 차단하는 최소 시간 간격을 튜닝하여야 한다. 그림 3.52에서는 VPL 저항이 투입되는 최소 시간 간격을 100 μ s, 차단되는 최소 시간 간격을 10 ms 로 설정하였다. VPL을 적용함으로써 부하 차단시 발생할 수 있는 과전압이 효과적으로 억제됨을 확인할 수 있다.

본 논문에서는 브레이크 초퍼 저항을 사용한 VPL로 부하 탈락 시의 과전압을 방지하는 방법을 기술하였지만, 선박에 배터리 에너지 저장 장치 (Battery Energy Storage System) 가 설치된다면 이를 사용해서 과전압을 방지할 수도 있다.

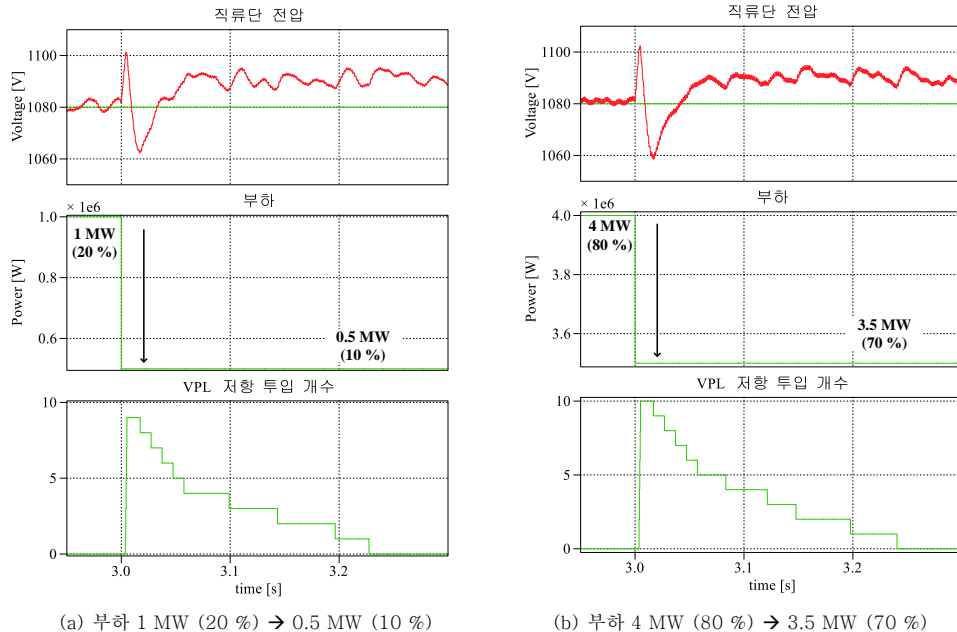


그림 3.52 부하 계단 탈락 시물레이션 (VPL 적용)

3.5.3 병렬 운전을 위한 드롭 제어

3.5.2절까지는 단일 엔진발전기의 제어와 운용에 대하여 분석하고 분석에 대한 시뮬레이션을 진행하였다. 그러나 소형 선박이 아닌 이상, 그리고 본 논문에서 대상 선박으로 하는 DP 선박의 경우에는 엔진발전기가 최소 2 대 이상 설치되며 엔진발전기를 병렬 연결하여 운전하는 운용 모드가 존재한다. 2.3.5절에서 기술한 바와 같이 발전기의 투입과 차단을 결정하고 동기 (synchronization) 를 맞추어 발전기들을 병렬 연결하는 것이 PMS의 주요 기능 중 하나이다. 따라서 제안하는 시스템의 경우에도 어떻게 엔진발전기를 병렬 운전할 수 있는지에 대한 연구가 필요하다.

엔진발전기를 병렬 운전함으로서 얻을 수 있는 장점은 크게 연비와 신뢰성 개선이다 [20].

먼저, 엔진발전기를 병렬 운전함으로서 얻을 수 있는 연비 개선에 대하여 설명한다. 그림 2.5에서 나타난 바와 같이 엔진발전기는 경부하에서 효율이 떨어진다. 주배전반이 4 개이고 각 배전반에 발전기가 1 대씩 설치된 선박 전력 시스템에서, 배전반 사이의 버스 타이틀 모두 개방하여 (open bus-tie operation) 운전하면, 엔진발전기는 해당 배전반의 부하만 감당하게 된다. 그러나 경부하시 배전반 사이의 버스 타이틀 모두 연결하여 (closed bus-tie operation) 발전기 4 대 중 2 대만 병렬 운전한다면, 발전기를 4 대 운전할 때보다 발전기의 부하율이 약 2 배 증가한다. 그림 3.53은 버스타이틀 개방하여 운용할 때와 연결하여 운용할 때의 총 부하에 대한 엔진발전기 투입 개수와 엔진발전기의 부하율을 나타낸다. Closed bus-tie 운전의 경우, 최소 발전기 투입 개수를 2개로 설정하였고 발전기의 부하율이 90 % 에 도달하였을 때 추가 발전기를 투입한다고 가정하였다. 그림으로부터 알 수 있듯이, 버스 타이틀 모두 연결하고 발전기를 병렬 운전하면 전체 부하율이 낮은 경우에 엔진발전기의 부하율이 최대 2배 증가한다.

그림 3.54는 AC 배전 (엔진발전기 정속 운전)과 DC 배전 (엔진발전기 최적 효율 가변속 운전) 의 경우에 대하여, closed bus-tie 운전과 open bus-

tie 운전의 엔진 연비를 비교한 결과를 나타낸다. 그림 3.54 (a)에서 AC 배전과 DC 배전 방식 모두 closed bus-tie 운전을 하면 open bus-tie 운전을 하는 경우보다 엔진발전기의 연비가 개선됨을 알 수 있다. 또한 그림 3.54 (b)로부터 DC 배전의 경우 closed bus-tie 운전으로 인한 연료 절감율이 AC 배전의 경우보다 다소 낮음을 알 수 있다. 이는 DC 배전은 open bus-tie 방식으로 운용하더라도 가변속 운전으로 엔진발전기의 연비를 이미 상당히 개선한 상태이기 때문이다.

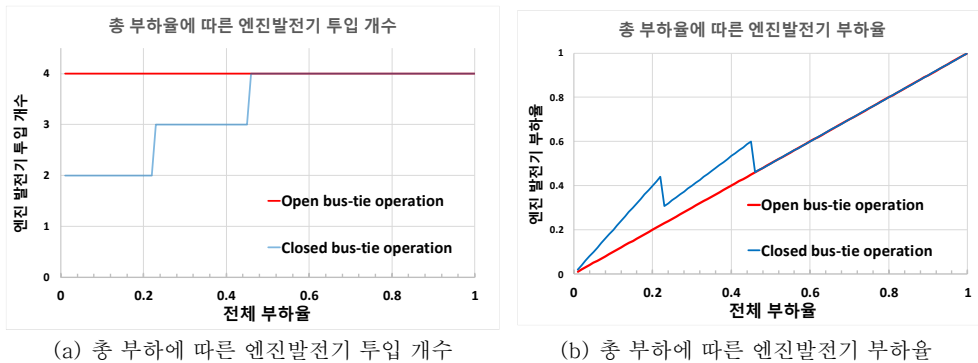


그림 3.53 Open bus-tie 운전과 closed bus-tie 운전의 발전기 부하율 비교

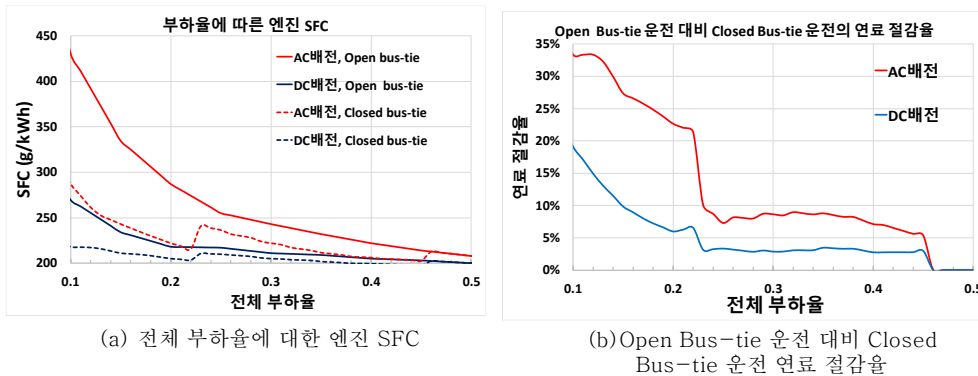


그림 3.54 배전 방식별 open bus-tie 운전 대비 closed bus-tie 운전의 연료 절감율

다음으로 엔진발전기를 병렬 운전함으로서 얻을 수 있는 신뢰성 개선에 대하여 설명한다. 각 배전반의 버스타이가 개방되어 있어 각 엔진발전기가 해당 배전반의 부하만 감당한다면, 사고로 인한 발전기 탈락시 해당 배전반이 모두 정전된다. 하지만 버스타이를 연결하고 발전기들을 병렬운전하면 발전기 사고 탈락 시에도 예비력 (power reserve) 만 충분하다면 모든 부하가 연속적으로 정상 운전될 수 있다.

본 논문에서는 V-P (전압-출력) 드롭 방식으로 제안한 시스템의 엔진발전기를 병렬 운전하는 방식을 제안한다. AC 배전 시스템에서는 f-P (주파수-출력) 드롭 방식으로 엔진발전기의 부하율 분담을 조정하는데, 이 때 드롭 기울기가 음수여야 병렬 연결된 발전기들의 부하율이 안정적으로 분담될 수 있다. 이는 각이 앞서는 발전기가 더 많은 전력을 공급하게 되는 동기 화력 (synchronizing power) 개념 때문이다. 동기발전기의 전압을 E_a , 모선 전압을 V_∞ , 모선 전압에 대한 동기발전기 전압의 위상각을 δ 로 표시할 때, 무한 모선에서 발전기의 출력은 (3.43) 과 같이 나타낼 수 있다. 예를 들어, 평형점에서 운전되던 중 특정 발전기의 부하가 커지면 음의 기울기를 가진 f-P 드롭 커브에 의하여 해당 발전기의 속도가 점점 느려진다. 속도가 느려짐에 따라 해당 발전기의 각이 뒤처지기 때문에 전력을 적게 분담하게 되어, 해당 발전기가 기존의 평형점으로 되돌아 가게 된다. AC 시스템에서 위상각 변동에 대한 복원력은 동기 화력 계수 (synchronizing power coefficient) 라고 하며, (3.44)과 같이 정의된다.

$$P_G(\delta) = \frac{3|E_a||V_\infty|}{X_d} \sin \delta + \frac{3|V_\infty|^2}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \sin 2\delta. \quad (3.43)$$

$$T_{sync}(\delta) \equiv dP_G(\delta) / d\delta.$$

$$T_{sync}(0) = dP_G(\delta^0) / d\delta \Big|_{\delta^0=0} = \frac{3|E_a||V_\infty|}{X_d} + 3|V_\infty|^2 \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right). \quad (3.44)$$

제안한 발전부 시스템에서도 마찬가지로의 방식으로 병렬 부하 부하율

분담의 안정도에 관하여 논의할 수 있다. 그림 3.5의 정상상태 페이지도에 근거하여 제안하는 시스템에서 영구자석 발전기의 출력을 발전기의 속도에 관한 수식으로 정리하면 (3.45)와 같이 나타낼 수 있다. 그리고 이를 속도 ω 에 대하여 미분하면 (3.46)을 얻을 수 있다. 그림 3.5의 페이지도에서 알 수 있듯이 역기전력 E 는 단자전압 V 보다 항상 더 크기 때문에 (3.46)의 값은 모든 부하 조건에서 양의 값을 가진다. 즉, 단자 전압 혹은 직류단 전압이 일정하다면 엔진발전기의 속도가 증가할수록 발전기가 더 많은 전력을 부하에 공급하게 된다.

이와 같은 관계를 고려할 때 V-P 드롭 기울기가 음수일 때 병렬 운전 부하 분담이 안정화되는데, 이를 다음의 예시를 통해 설명할 수 있다. 발전기들이 평형점에서 운전되던 중 특정 발전기의 부하가 커지면 음의 기울기를 가진 V-P 드롭 커브에 의하여 전압 제어기의 전압 지령이 낮아진다. 전압 제어기의 전압 지령이 낮아지면 그림 3.38의 전압 제어기의 동작에 따라 엔진 발전기의 속도가 점점 느려지게 되므로, 해당 발전기가 (3.46)에 따라 전력을 적게 분담하게 된다. 최종적으로 평형점에서 벗어나 부하가 증가하였던 해당 발전기가 기존의 평형점으로 되돌아 가게 된다.

$$P_G(\omega) = \frac{3V\sqrt{E^2 - V^2}}{X_s} = \frac{3V\sqrt{(\omega\lambda_{PM})^2 - V^2}}{X_s}. \quad (3.45)$$

$$\frac{P_G(\omega)}{d\omega} = \frac{3V\lambda_{PM}}{X_s\sqrt{1 - (\frac{V}{\omega\lambda_{PM}})^2}} = \frac{3V\lambda_{PM}}{X_s\sqrt{1 - (\frac{V}{E})^2}}. \quad (3.46)$$

AC 시스템에서는 발전기와 모선의 위상각 차이가 90° 이상일 때 발전기가 탈조 (out-of-step) 되는 현상이 발생하는데, 이와 비슷한 원리로 제안하는 시스템에서도 발전기가 안정적으로 부하를 운용할 수 있는 영역에 제한이 있다. 식 (3.45)를 단자 전압 V 에 대한 함수로 나타내면

(3.47) 과 같고, 이를 전압에 대하여 미분하면 (3.48)과 같이 나타난다. 단자 전압 V 가 역기전력 E 과 같은 값을 가질 때가 무부하 조건이며, 단자 전압이 감소할수록 발전기의 출력이 증가한다. 그리고 (3.48)에 따라 $V = E/\sqrt{2}$ 일 때 발전기 출력이 (3.49)의 최대값 $P_{max}(E)$ 에 도달하고, 단자 전압이 이보다 더 줄어들면 발전기의 출력 또한 줄어들게 된다. 이를 도시하면 그림 3.55와 같다.

$$P_G(V) = \frac{3V\sqrt{E^2 - V^2}}{X_s}. \quad (3.47)$$

$$\frac{dP_G(V)}{dV} = \frac{3(E^2 - 2V^2)}{X_s\sqrt{E^2 - V^2}}. \quad (3.48)$$

$$P_{max}(E) = \frac{3E^2}{2X_s}. \quad (3.49)$$

그림 3.55에서 발전기의 출력이 $P_{max}(E)$ 보다 작고 단자 전압이 $E/\sqrt{2}$ 보다 클 때에는 정전력 부하(constant power load, CPL)에 대해 발전기의 운전이 안정적이다. 예를 들어, 평형점에서 부하가 증가하면 캐패시터에서 에너지가 빠져나가기 때문에 직류단 전압이 감소하고, 직류단 전압과 비례 관계에 있는 단자 전압 또한 감소한다. 이 때 단자 전압이 $E/\sqrt{2}$ 보다 큰 조건에서 $\frac{dP_G(V)}{dV}$ 가 음의 값을 가지기 때문에 단자 전압이 감소함에 따라 발전기의 출력이 증가하여 다시 직류단 캐패시터의 전압이 상승하게 된다. 그림 3.5의 페이지도와 같이 단위 부하 역률을 가정할 때, 안정 조건인 단자 전압이 $E/\sqrt{2}$ 보다 큰 조건은 역기전력과 단자전압의 위상각 차이가 45° 미만인 조건과 동일하다.

또한, 그림 3.55로부터 정격 속도에서 발전기의 최대 출력은 $\frac{3E_0^2}{2X_s}$ 임을 알 수 있다. 따라서 per-unit 임피던스가 100 % 이상이라면 발전기의 최대

출력이 정격 출력보다 낮아지므로, 발전기는 정격 파워를 출력할 수 없다. 이는 제한한 시스템에서 영구자석 발전기의 부하가 정류기이기 때문에 역률이 단위 역률 부근으로 제한되기 때문이다.

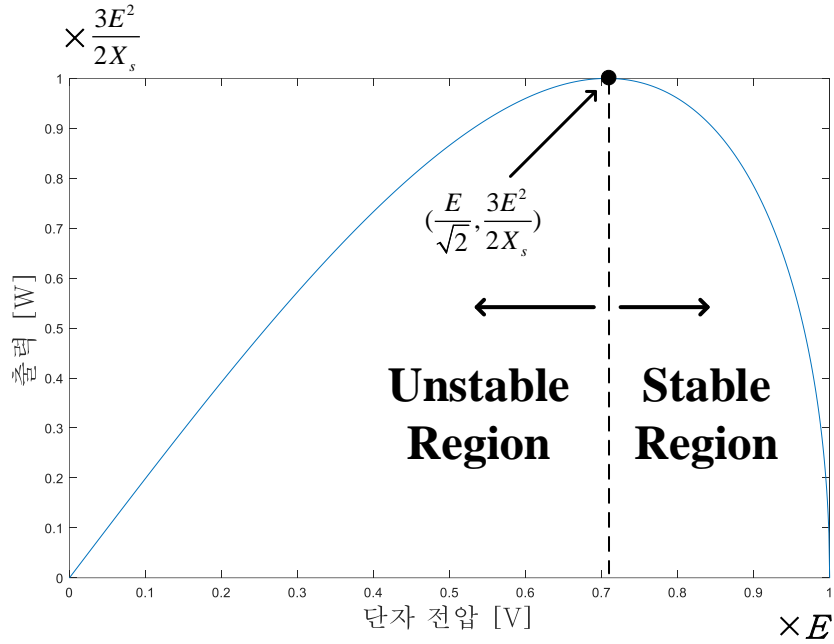


그림 3.55 발전기 속도가 일정할 때 단자 전압에 따른 정상상태 발전기 출력

그림 2.8의 전력 시스템을 단순화하여 병렬 운전 시뮬레이션 회로 모델을 그림 3.56과 같이 구성하였다. 엔진발전기와 직류단 캐패시터 등의 제정수는 단일 발전기 운전 시뮬레이션 회로인 그림 3.39에서의 값과 동일한 값을 사용하였다.

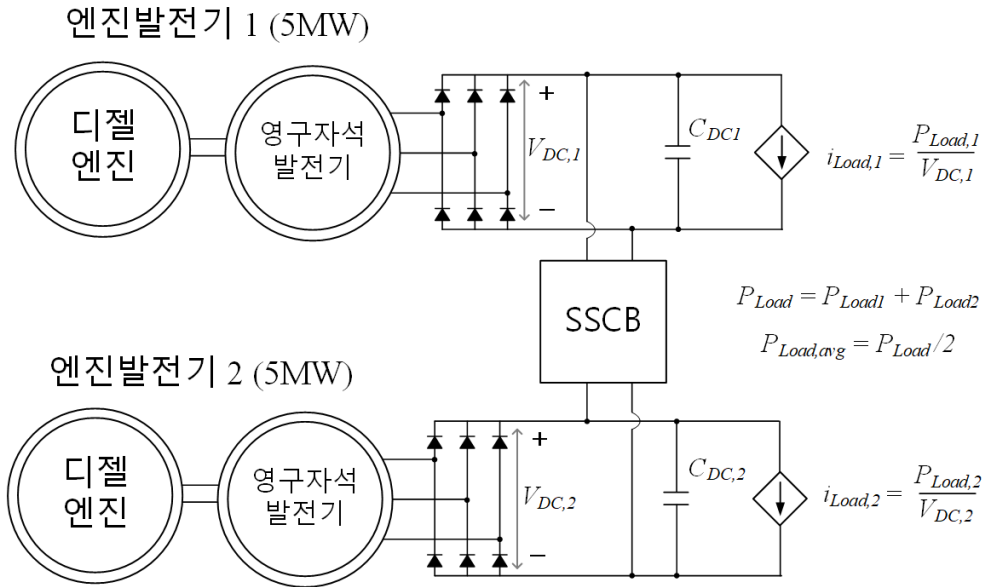


그림 3.56 병렬 운전 시뮬레이션 회로 모델

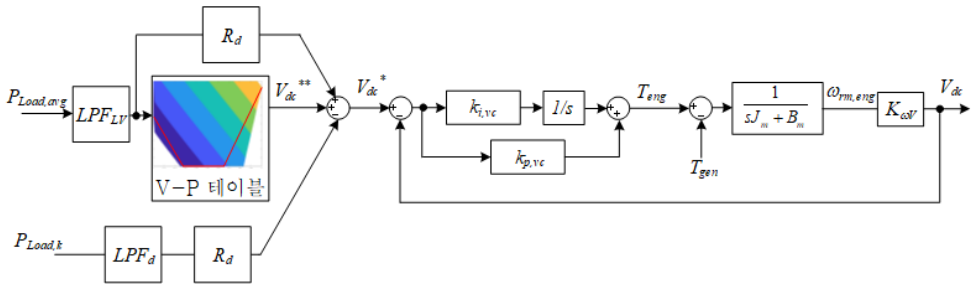


그림 3.57 드롭 제어를 적용한 제한한 시스템의 병렬 운전 전압 제어 블록도

병렬 운전 시의 전압 제어기는 그림 3.57과 같이 구현할 수 있다. 두 발전기가 부하를 균일하게 분담하도록 제어하기 위해 직류단 전압 지령 V_{dc}^{**} 은 두 발전기의 평균 부하 $P_{Load,avg}$ 에 의해 결정된다. $P_{Load,avg}$ 는 발전부 제어기와 PMS의 통신으로 결정되는 값인데, 각 발전부가 PMS에 발전량 데이터 $P_{Load,1}$, $P_{Load,2}$ 를 보내고 PMS로부터 부하 평균 정보 $P_{Load,avg}$ 를 다시 수신하는데까지는 약 100~200 ms의 시지연이 발생한다.

그림 3.57에서 드롭을 적용한 최종 전압 지령 V_{dc}^* 는 (3.50)과 같이 나타낼 수 있다. 식 (3.50)에서 $-R_d LPF_d(P_{Load})$ 항은 병렬 운전을 안정화시키기 위한 항으로 제어기가 빠른 주파수 대역에서 음의 드롭 기울기를 가지도록 한다. 식 (3.50)에서 음의 드롭 기울기에 해당하는 R_d 의 부호는 양수이다. 그리고 정상상태에서 엔진발전기가 최적효율 운전점에서 운전하려면 정상상태에서 $V_{dc}^* = V_{dc}^{**}$ 를 만족해야 하기 때문에 (3.50)의 $R_d LPF_{LV}(P_{Load})$ 항이 추가된다. 드롭 안정화를 위한 저역 통과 필터 LPF_d 의 주파수 대역폭은 DC 이득 보상을 위한 저역 통과 필터 LPF_{LV} 의 주파수 대역보다 수 배 이상 빨라야 한다.

$$V_{dc}^* = V_{dc}^{**} - R_d LPF_d(P_{Load}) + R_d LPF_{LV}(P_{Load}). \quad (3.50)$$

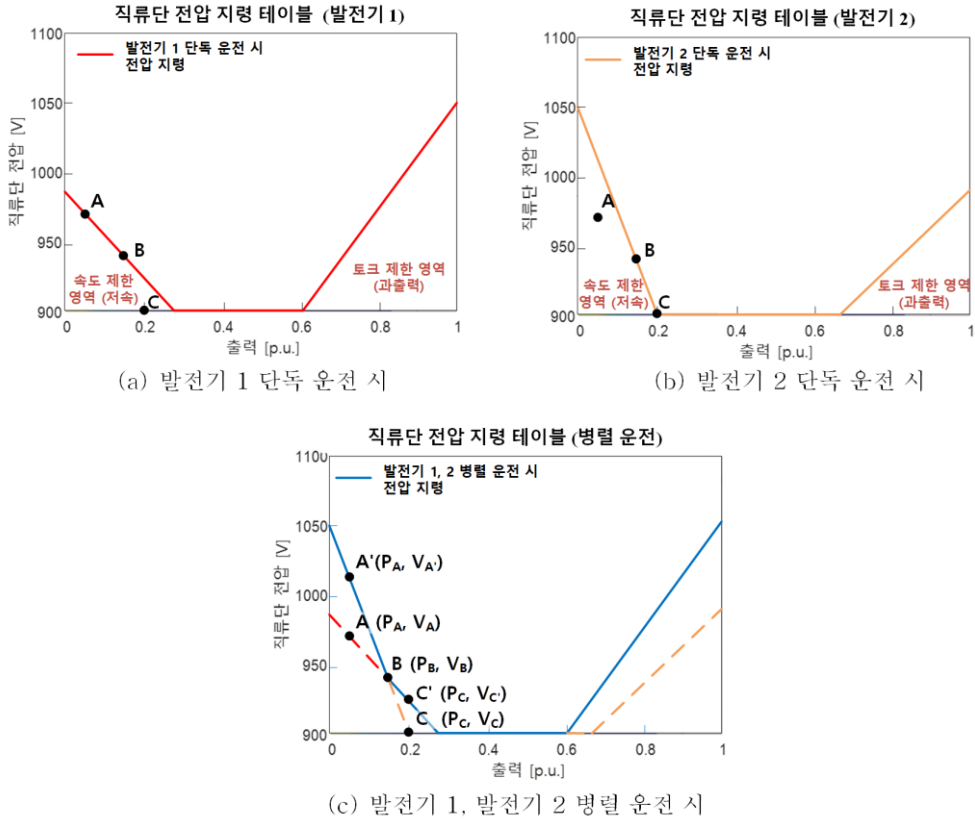


그림 3.58 병렬 운전 시 V-P 평면 상 직류단 전압 지령 테이블
(두 발전기의 파라미터가 다를 때)

발전기들의 파라미터가 서로 동일한 경우에는 병렬 운전 시의 부하에 따른 직류단 전압 지령 (V-P 테이블)이 단독 운전 시의 전압 지령과 동일하다. 하지만 두 발전기의 파라미터가 서로 다른 경우에는 병렬 운전 시의 V-P 테이블이 단독 운전 시의 테이블과 다르게 설정되어야 한다. 예를 들어 발전기 1과 발전기 2의 단독 운전 시의 직류단 전압 지령이 각각 그림 3.58 (a), (b)와 같다고 하자. 병렬 운전 시에는 드롭 제어의 원리에 따라 두 발전기의 V-P 테이블이 같아야 두 발전기의 부하가 균일하게 분담된다. 병렬 운전 시의 V-P 테이블을 발전기 1의 V-P 테이블인 그림 3.58 (a)로 사용한다면, 발전기 1은 전부하 영역에서 단독 운전 시와 같은 엔진-발전기 효율을 얻을 수 있으나 발전기 2는 그림 3.58의 ‘운전점 A’에서 엔진발전기의 속도가 최저 속도 제한보다 낮아지기 때문에 해당 운전점에서 연속 운전이 불가능하다. 반면 병렬 운전 시의 V-P 테이블을 발전기 2의 V-P 테이블인 그림 3.58 (b)로 사용한다면, 발전기 2는 전부하 영역에서 단독 운전 시와 같은 엔진-발전기 효율을 얻을 수 있으나 발전기 1은 그림 3.58의 ‘운전점 C’에서 엔진발전기의 속도가 최저 속도 제한보다 낮아지기 때문에 해당 운전점에서 연속 운전이 불가능하다.

따라서 병렬 운전 시의 V-P 테이블은 그림 3.58 (c)와 같이 두 발전기 모두가 운전될 수 있는 영역을 고려하여 설정하여야 한다. 이 때 특정 부하 범위에서 병렬 운전 시의 엔진발전기 효율이 단독 운전에 비해 다소 떨어지는데, 이는 그림 3.37에 나타난 바와 같이 주어진 부하 조건에서 낮은 전압으로 운전될수록 엔진의 연비가 개선되기 때문이다. 발전기 1은 부하 조건 P_A 에서 단독 운전 시에는 ‘운전점 A’에서 운전되지만 병렬 운전 시에는 ‘운전점 A’에서 운전된다. 또한 발전기 2는 부하 조건 P_C 에서 단독 운전 시에는 ‘운전점 C’에서 운전되지만 병렬 운전 시에는 ‘운전점 C’에서 운전되게 된다. 병렬 운전을 위하여 ‘운전점 A’를 ‘운전점 A’으로 옮기거나 ‘운전점 C’를 ‘운전점 C’으로 옮기면 해당 부하 조건에서 엔진의 연비가 나빠지게 된다.

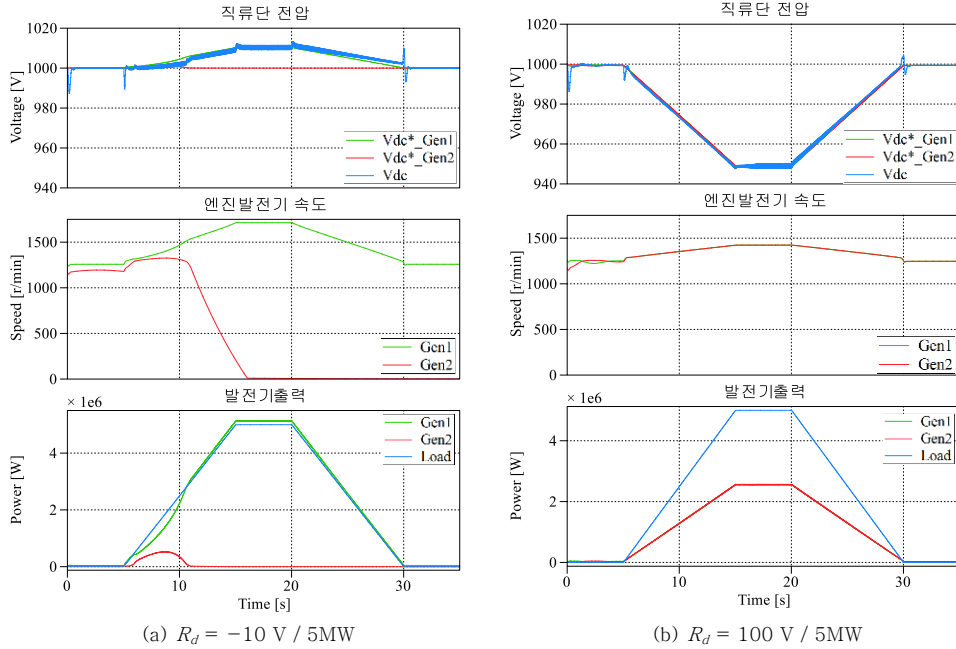


그림 3.59 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (식 (3.50)의 DC 이득 보상항 미적용)

그림 3.56의 시뮬레이션 모델에서 드롭 기울기 R_d 에 따라 병렬 운전 시뮬레이션을 수행한 결과는 그림 3.59와 같다. 그림 3.59의 시뮬레이션에서 (3.50)의 전압 지령 V_{dc}^{**} 는 1000 V로 고정하였으며, DC 이득 보상항인 $R_d LPF_{LV}(P_{Load})$ 가 적용되지 않았다. 또한 병렬 운전 안정화를 위한 저역 통과 필터 LPF_d 는 10ms 주기의 이동 평균 (moving average) 방법으로 구현하였다. 두 배전반이 연결되어 있는 상태를 가정하였으며, 그림의 부하 출력 (P_{Load})은 배전반 1 부하 P_{Load1} 과 배전반 2 부하 P_{Load2} 의 합을 나타낸다. 부하 출력은 5 초부터 15 초까지 10 초간 500 kW/s 의 기울기로 증가한 후 15 초에서 20 초까지 5 MW 의 일정한 값으로 고정되고, 20 초부터 30초까지 -500 kW/s 의 기울기로 감소하도록 설정하였다.

그림 3.59 (a)는 R_d 가 음의 값인 경우로 드롭 기울기가 양수로 설정된 경우에 해당한다. 따라서 부하가 증가함에 따라 발전기의 전압 지령이 증가하는데, 앞서 분석한 바와 같이 드롭 기울기가 양수이기 때문에 두 발전기가 부하를 분담하지 못한다. 시간이 흐름에 따라 발전기 2는

부하를 분담하지 못하고 감속하며, 약 11초 이후에는 모든 부하를 발전기 1이 감당하여 전압 제어를 수행하는 것을 확인할 수 있다.

그림 3.59 (b)는 R_d 가 양의 값인 경우로 드롭 기울기가 음수로 설정된 경우에 해당한다. 따라서 부하가 증가함에 따라 발전기의 전압 지령이 감소하고, 앞서 분석한 바와 같이 드롭 기울기가 음수이기 때문에 두 발전기가 부하를 안정적으로 분담할 수 있다. 부하가 5 MW인 15 ~ 20 초 구간에서 각 발전기는 2.5 MW의 출력을 균일하게 분담하며, R_d 의 값이 100 V / 5 MW 이므로 이 때 직류단 전압은 950 V 로 제어된다.

그림 3.60은 그림 3.59 (b)와 같은 부하와 전압 지령 조건에서, (3.50)의 DC 이득 보상항인 $R_d LPF_{LV}(P_{Load})$ 를 적용하였을 때의 시뮬레이션 결과를 나타낸다. 그림 3.60의 시뮬레이션에서 DC 이득 보상을 위한 저역 통과 필터 LPF_{LV} 는 병렬 운전 안정화를 위한 저역 통과 필터 LPF_d 보다 10배 느리게 설정하여 100 ms 주기의 이동 평균 (moving average) 방법으로 구현하였다. 그 결과, 두 발전기가 안정적으로 부하 분담을 하는 동시에 직류단 전압이 부하의 변동에 관계없이 전압 지령 (V_{dc}^{**}) 1000 V 를 추종하는 것을 확인할 수 있다. 그림 3.60의 시뮬레이션 결과로부터, 2장에서 기술한 선박용 전력 시스템의 최대 부하 변화율 제한 1 %/s 보다 약 10 배 가량 빠른 부하 변화율 조건 (10 %/s) 에서도 제안한 전압 제어기가 정상적으로 동작하고 병렬 연결된 발전기들의 부하가 균등하게 분담되는 것을 확인할 수 있다.

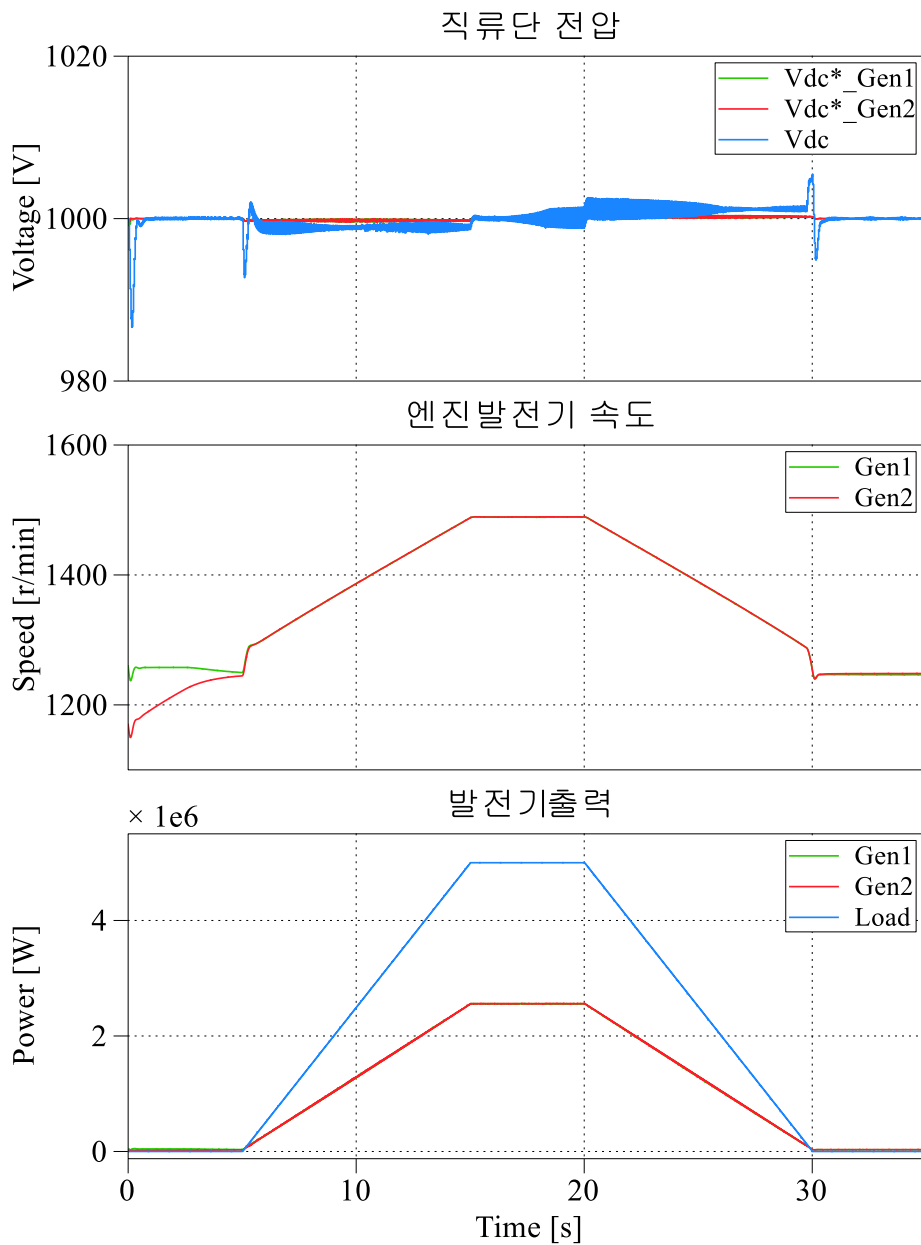


그림 3.60 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (식 (3.50)의 DC 이득 보상항 적용)

3.5.4 PMS 운전 시나리오 구현

2.3.5절에서 살펴본 바와 같이 복전, 발전기 투입 및 해제, 배전반의 버스타이 연결 등의 기능들은 PMS에 의하여 제어된다. 본 절에서는 제안한 시스템에서의 PMS 대표 기능들을 기술하고, 간략한 순서도와 시뮬레이션 결과를 제시한다. 본 절에서 기술할 선박 전력 시스템 운용의 3가지 시나리오는 다음과 같다. 1) Open bus-tie 운전 모드: 복전 및 부하 투입 및 변동 2) Closed bus-tie 운전 모드: 복전 및 bus-tie 연결 후 부하 투입 및 변동 3) Open bus-tie 운전 모드 → Closed bus-tie 운전 모드: Open bus-tie 운전 모드에서 부하가 투입된 상황에서 bus-tie 연결

위의 PMS 운전 시나리오와 시뮬레이션을 기술하기에 앞서, PMS 운전과 관련된 항목을 표시하여 제안하는 시스템의 회로도를 다시 나타내면 그림 3.61과 같다. PMS에서 모니터링하는 대표적인 변수는 엔진 발전기 ω_1, ω_2 와 직류단 전압 V_{DC1}, V_{DC1} 등이 있으며, PMS는 이러한 변수들을 모니터링하며 PMS의 순서도를 진행하고 각 전력 설비에 지령을 내린다. 또한 배전반과 부하 컨버터 사이에 연결되는 접속 모듈 (그림 2.20) 과 SSCB 또한 PMS에서 연결과 해제 지령을 내리는 기기에 해당한다.

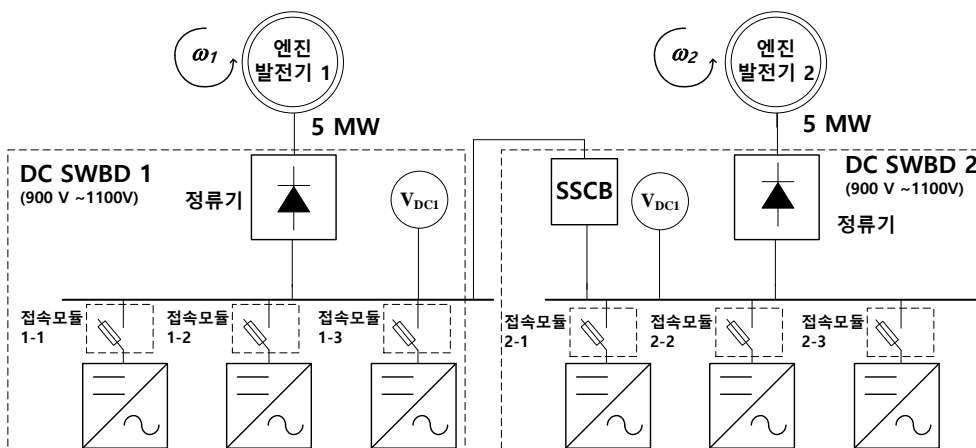


그림 3.61 PMS 시나리오 설명을 위한 제안하는 시스템의 회로도

시나리오 1) Open bus-tie 운전 모드

시나리오 1은 정전된 배전반(dead bus) 에서 엔진발전기를 켜고 부하들을 연결하고 운용하는 가장 기본적인 PMS 복전 기능에 해당한다. Open bus-tie 운전 모드이기 때문에 배전반은 서로 독립적으로 운용되며, 배전반 사이의 SSCB는 개방된 상태이다. 이 때 Open bus-tie 운전 모드의 복전 순서도는 그림 3.62와 같다.

엔진발전기가 정지된 상태에서 조속기가 연료를 투입할 준비가 되면, 배전반의 접속 모듈들이 모두 개방 상태인지 있는지 확인한다. 만약 접속 모듈이 연결된 채로 엔진발전기가 기동되면 부하 컨버터의 캐패시터로 돌입 전류 (surge current) 가 흘러들어가 캐패시터가 손상을 입을 수 있다. 배전반 내의 모든 접속 모듈들이 개방 상태이면 엔진발전기 1을 기동하고 전압 제어를 시작한다. 엔진 발전기가 그림 3.36의 V-P 최적효율 운전점을 따라 전압 제어되는 예시의 경우, 무부하 조건에서 전압 제어기가 정상상태에 도달하면 직류단 전압은 약 970 V, 엔진발전기 속도는 약 1260 r/min 이 된다. 따라서 V_{DCmin} 을 950 V, ω_{min} 을 1200 r/min 로 설정하여 직류단 전압과 엔진발전기의 속도가 이 값이 상일 때 전압 제어가 정상상태 부근에 도달하였다고 판단하고 배전반 1의 접속 모듈들을 순차적으로 연결한다. 배전반 1의 접속 모듈들이 모두 연결되면 부하 컨버터들을 작동시켜 부하에 전력을 공급할 수 있다.

Open bus-tie 운전 모드에서는 엔진발전기가 병렬 운전되지 않고 각 배전반마다 엔진 발전기가 단독으로 운전되기 때문에, 부하 변동에 따른 엔진발전기의 운전점은 그림 3.44의 시뮬레이션 결과와 같이 나타난다.

3.5.3절에서 기술한 바와 같이 AC 배전 시스템과 DC 배전 시스템 모두 open bus-tie 모드 보다 closed bus-tie 모드에서 발전 효율이 더 좋기 때문에 특정 배전반 혹은 SSCB가 고장난 특수한 상황이 아니라면 open bus-tie 모드는 가능한 사용하지 않는 것이 좋다.

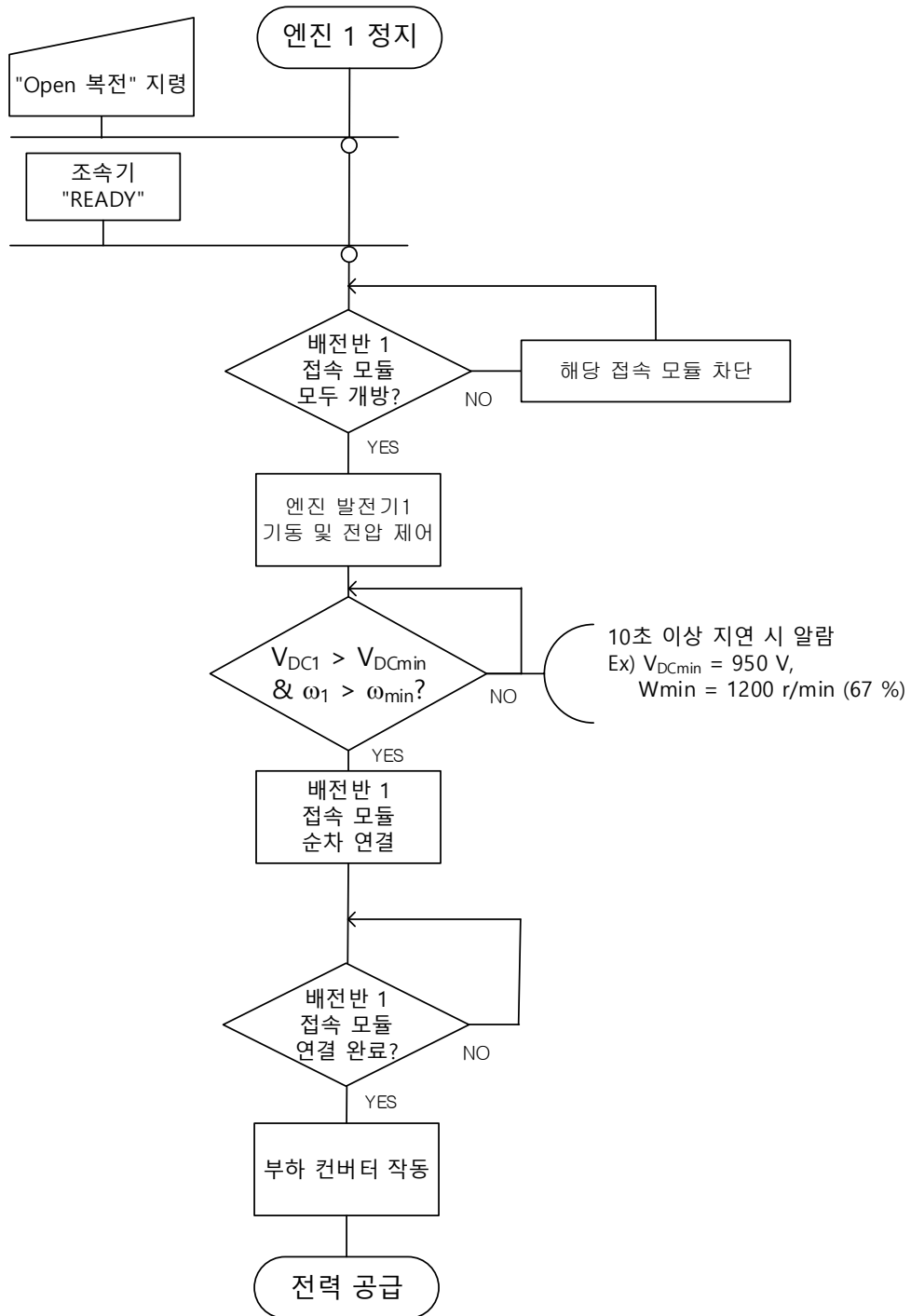


그림 3.62 시나리오 1 순서도 : Open bus-tie 운전 모드

시나리오 2) Closed bus-tie 운전 모드 : 복전 및 bus-tie 연결 후 부하 공급

시나리오 2는 정전된 두 배전반들의 엔진발전기를 켜고 bus-tie 차단기인 SSCB를 연결한 후 부하를 공급하는 closed bus-tie 운전의 복전 시나리오에 해당한다. Closed bus-tie 운전 모드이므로 발전기는 병렬 운전되며, 배전반 사이의 SSCB는 복전 시나리오 중 PMS에 의해 연결된다. 이 때 closed bus-tie 운전 모드 의 복전 순서도는 그림 3.63과 같다.

먼저 두 엔진발전기가 정지된 상태에서 조속기가 연료를 투입할 준비가 되면, 두 배전반의 접속 모듈들이 모두 개방 상태인지 확인한다. 시나리오 1과 동일한 순서로 엔진발전기 1을 기동하고 직류단 전압 제어를 수행하여 전압과 발전기 속도가 정상상태 부근에 도달하면 배전반 1의 접속 모듈들을 연결한 후 SSCB를 연결한다. SSCB가 정상 연결되면 엔진발전기 2 또한 기동시킨 후 배전반 2의 접속 모듈들을 연결한다. 최종적으로 배전반 1과 배전반 2의 접속 모듈들이 모두 연결되면 부하 컨버터들을 작동시켜 부하에 전력을 공급할 수 있다.

Closed bus-tie 운전 모드로 연결된 후 두 엔진발전기는 부하를 균일 분담 (equal load sharing) 하며 최적효율 운전점을 따라 병렬 운전한다. 이를 시뮬레이션 한 결과는 그림 3.64와 같다. 그림 3.64는 시나리오 2 순서도를 따라 복전이 끝난 후의 부하 변동 시뮬레이션이기 때문에, $t = 0$ s 에서 SSCB와 모든 접속 모듈이 연결되어 있고 엔진발전기들이 최소 운전 속도 (약 정격속도의 70 %)로 운전되고 있다. 부하는 5 초에서 55 초 까지 200 kW/s (10 MW 기준 2 %/s) 의 기울기로 증가하여 55 초에서 65 초까지 10 MW 정격 부하 운전을 하며, 65초에서 115 초 까지 -200 kW/s (10 MW 기준 -2 %/s) 의 기울기로 감소한다. 시뮬레이션 결과, 전부하 영역에 걸쳐 엔진발전기가 균일하게 부하를 분담하며 제어되는 것을 확인할 수 있다.

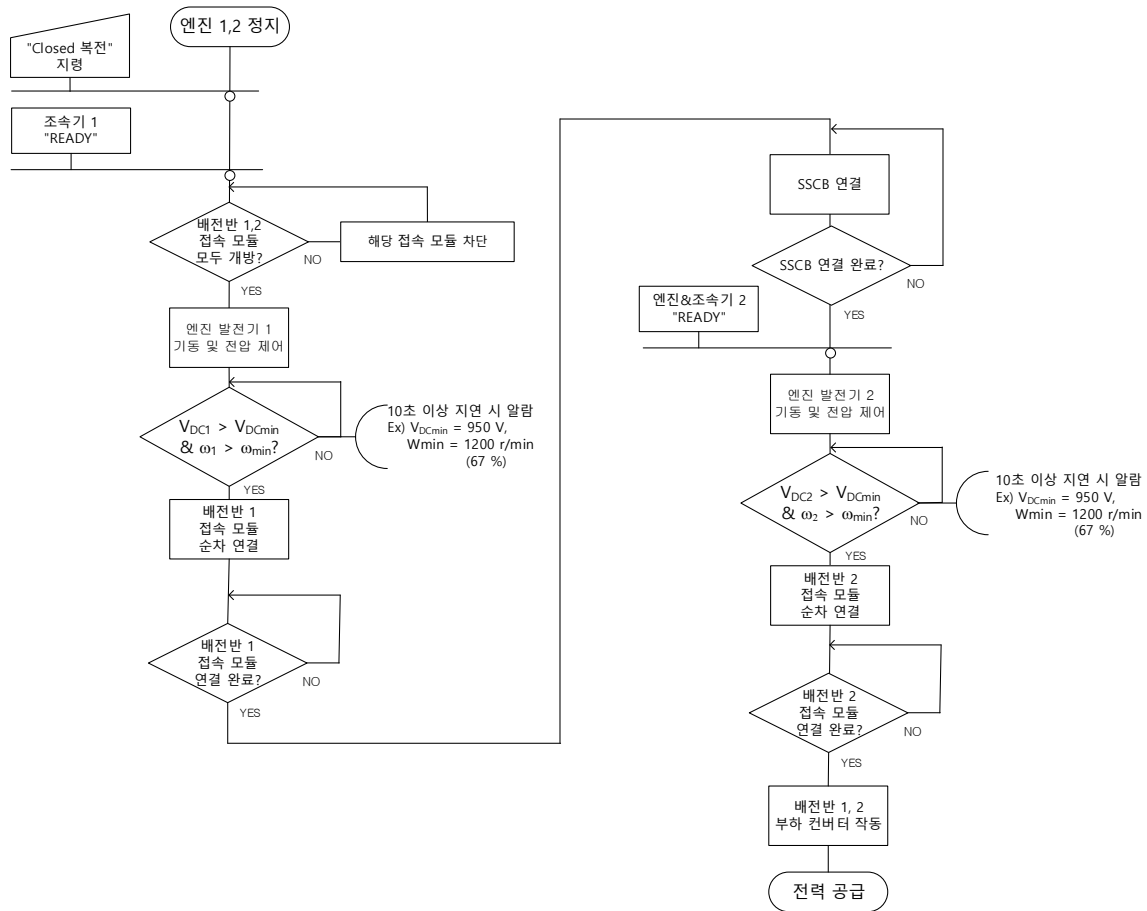


그림 3.63 시나리오 2 순서도 : Closed bus-tie 운전 모드 – 무부하에서 SSCB 연결 후 부하 공급

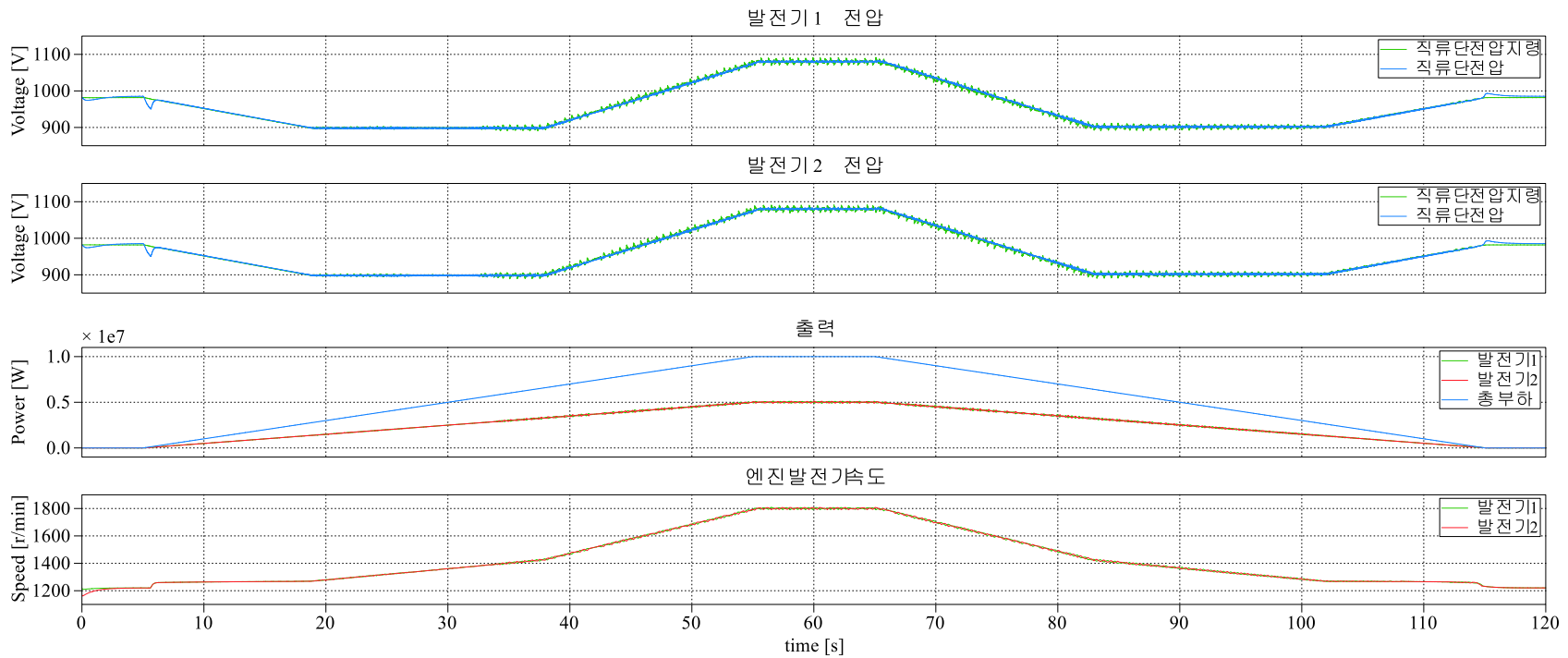


그림 3.64 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과

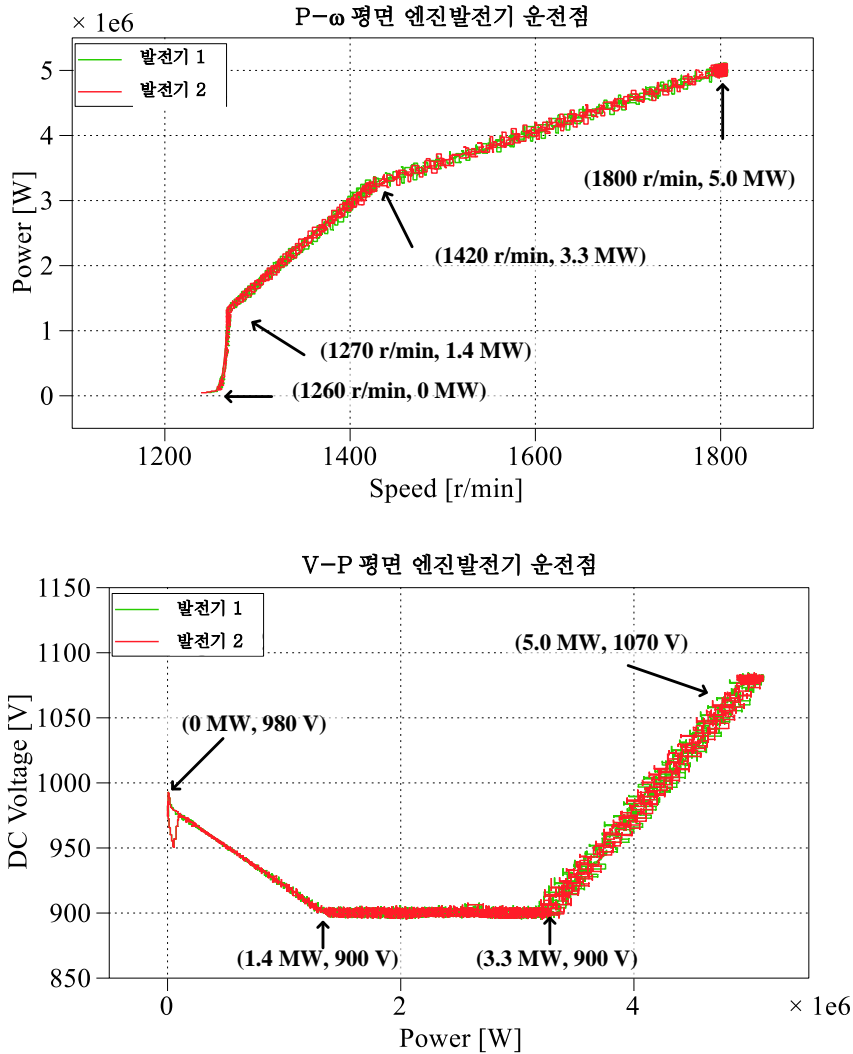


그림 3.65 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면 운전점 확인)

그림 3.64의 운전 상황을 P- ω 평면과 V-P 평면에서 나타내면 그림 3.65와 같다. 두 발전기 모두 거의 동일한 운전점을 따라 운전되는 것을 확인할 수 있으며, P- ω 평면 상에서의 운전 특이점은 (1260 r/min, 0 MW), (1270 r/min, 1.4 MW), (1420 r/min, 3.4 MW), (1800 r/min, 5.0 MW) 로 그림 3.34에서 설계한 엔진발전기의 최적효율 운전점과 거의 일치하는 것을 확인할 수 있다.

시나리오 3) Open bus-tie 운전 모드에서 Closed bus-tie 운전 모드로 전환

시나리오 3은 open bus-tie 운전 모드에서 운전되던 전력 시스템을 closed bus-tie 운전 모드로 전환하는 PMS 기능에 해당한다. Open bus-tie 모드에서 각 배전반의 발전기는 임의의 부하를 공급하고 있을 수 있으며, 이때 엔진발전기들은 그림 3.36의 최적효율 운전점을 따라 운전되고 있으므로 초기 부하 조건에 따라 각 배전반의 직류단 전압은 서로 다를 수 있다. 따라서 모드 전환 순서도는 양측 배전반의 초기 부하 조건과 초기 직류단 전압이 다를 수 있다는 점을 고려하여야 한다.

이 때 시나리오 3에 해당하는 PMS 순서도는 그림 3.66과 같다. 먼저 발전기들의 파라미터가 다른 경우, 최적효율 운전을 위한 V-P 운전 테이블이 발전기마다 다를 수 있기 때문에 이를 일치 시켜야 한다. 이에 대해서는 축소 실험 세트 실험에서 보다 자세히 기술하며, 본 절에서는 발전기들의 파라미터와 V-P 운전맵이 같다는 가정하에 시뮬레이션을 진행한다. 다음으로, 앞서 설명하였듯이 부하의 크기에 따라 양측 배전반의 직류단 전압이 다를 수 있는데 직류단 전압이 크게 차이날 때 SSCB를 연결하면 과전류로 인해 SSCB가 즉시 차단될 수 있다. 따라서 전압을 동기화하여 양측 배전반의 전압 오차가 일정 범위 (그림 3.63의 경우, 3 V) 내로 들어올 때 SSCB를 연결한다. 그리고 양측 발전기가 균일하게 부하를 분담할 수 있도록 전압 동기화 과정에서 변동시켰던 전압 지령을 다시 초기화시킨다.

위의 순서도를 따라 시뮬레이션을 수행한 결과는 그림 3.67, 그림 3.68과 같다.

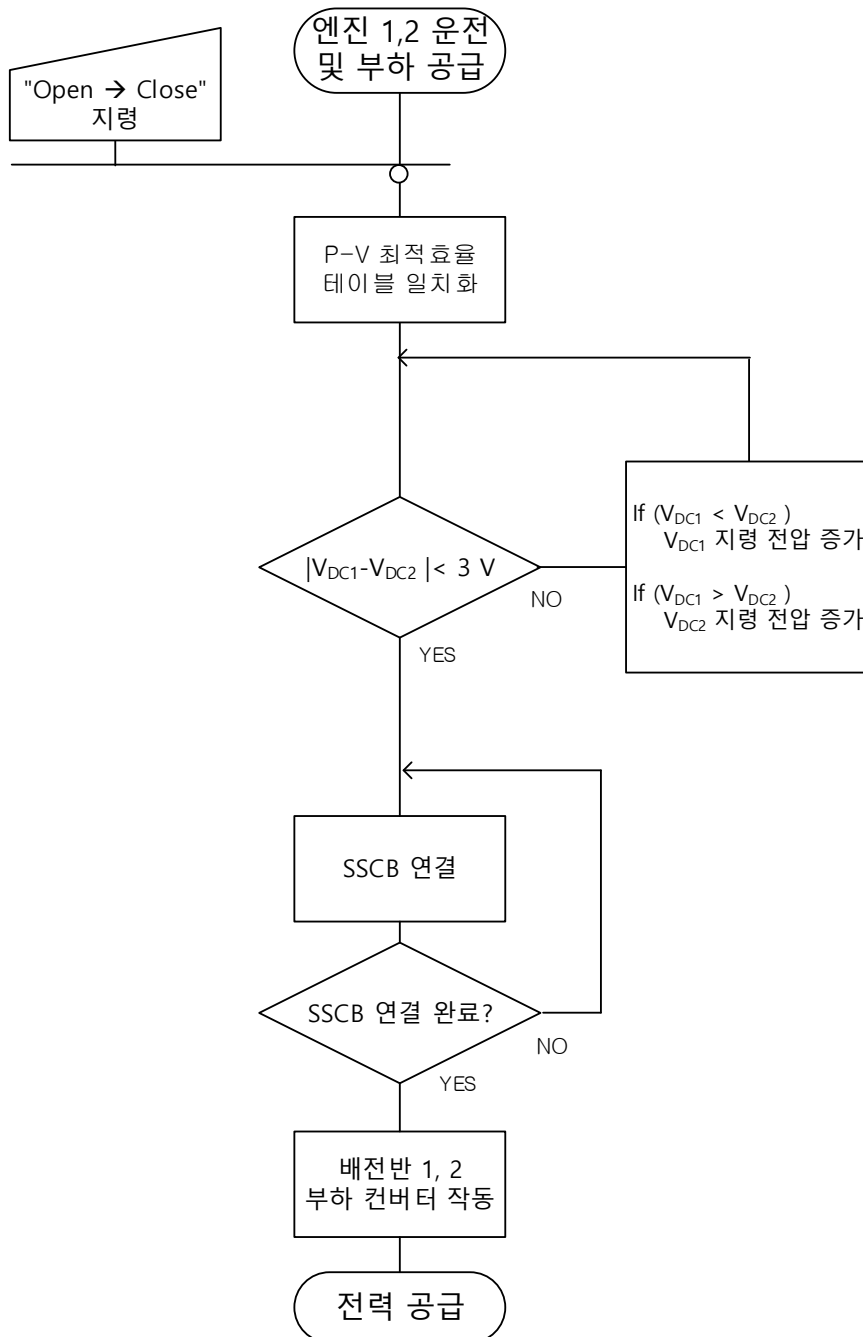


그림 3.66 시나리오 3 순서도 : Open bus-tie → Closed bus-tie 운전 모드 전환

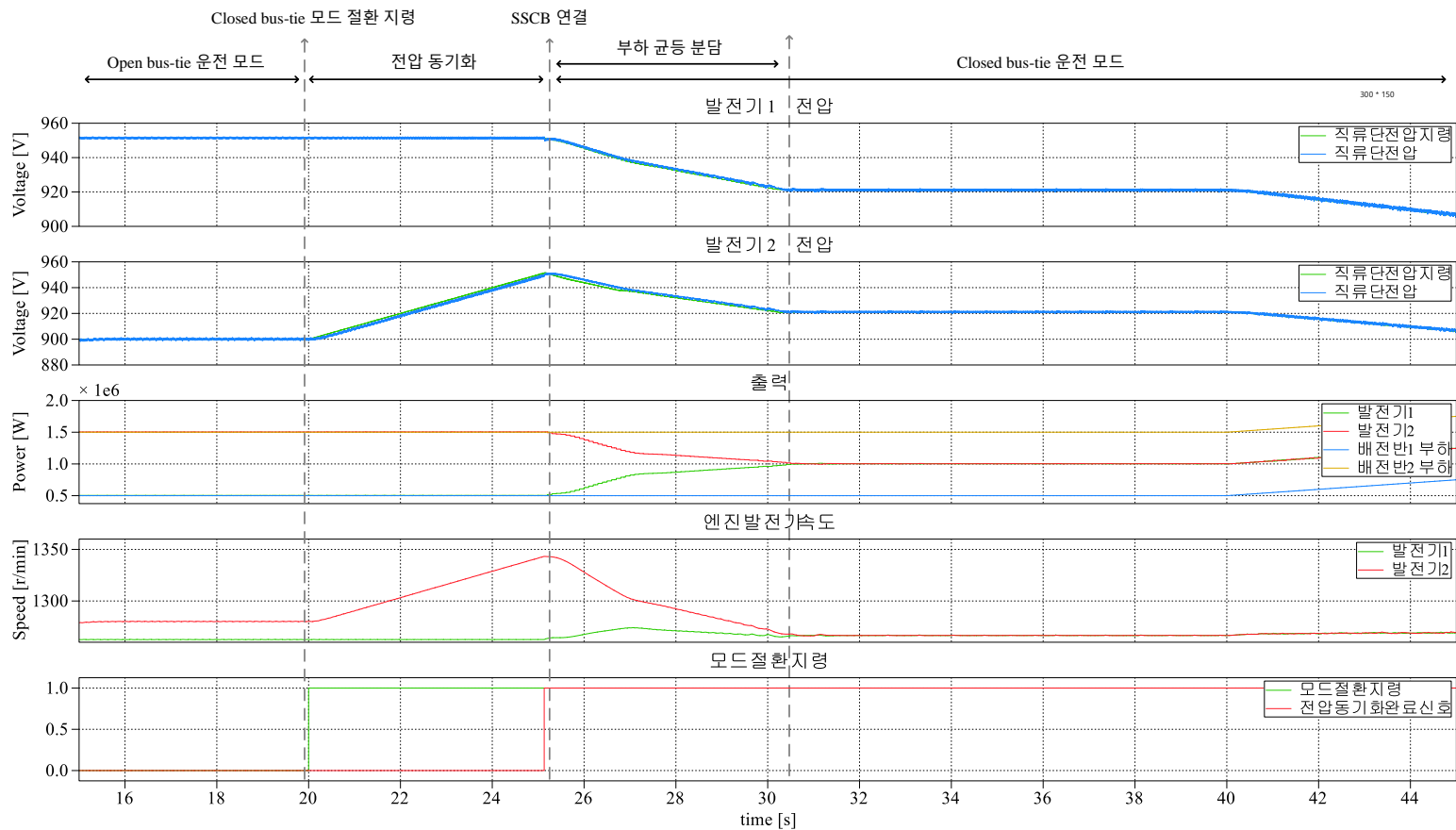


그림 3.67 Open bus-tie 운전 모드 → Closed bus-tie 운전 모드 전환시, 시뮬레이션 결과

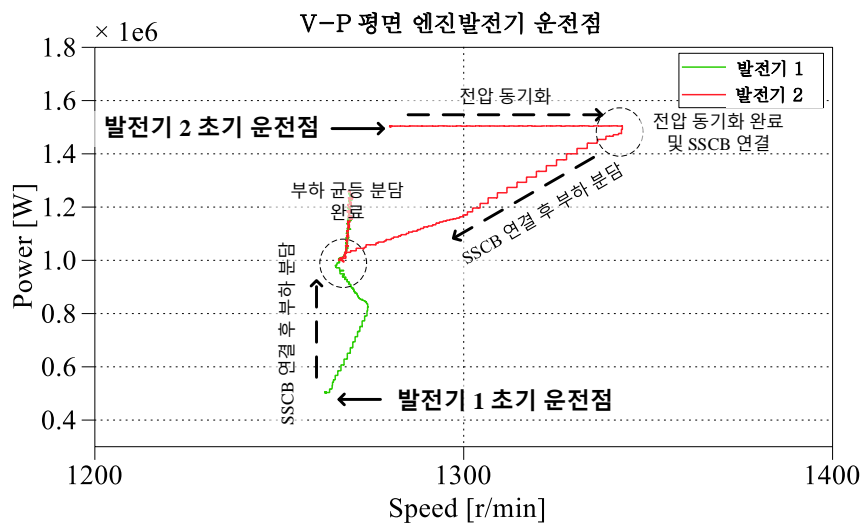
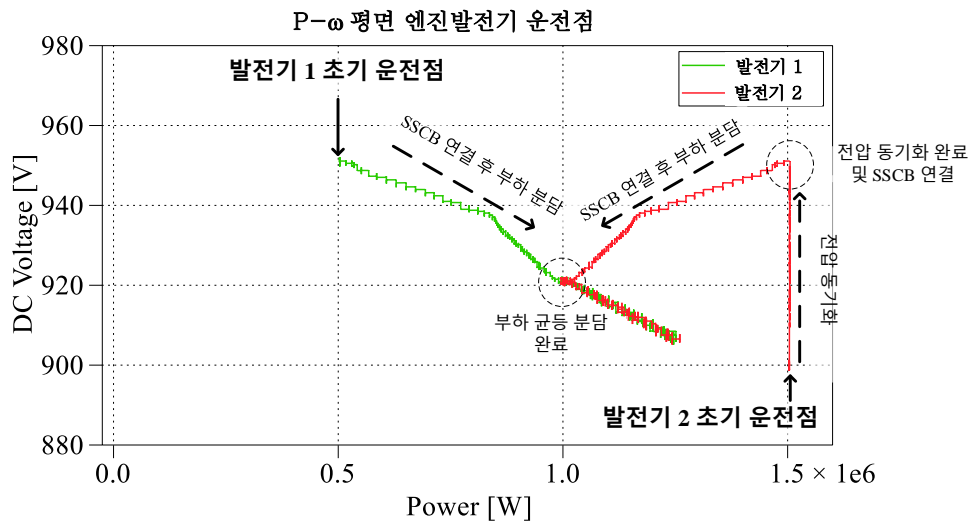


그림 3.68 Open bus-tie 운전 모드 → Closed bus-tie 운전 모드 전환시, 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면에서의 엔진발전기 운전점 변화)

제 4장 DC 전압을 가변하는 선박 계통

본 장에서는 선박용 DC 전력 시스템으로 3 장에서 제안하였던 발전부 (영구자석 발전기와 다이오드 정류기) 를 적용하고 직류단 전압을 $\pm 10\%$ 보다 폭넓게 가변시키는 방법을 제안한다. 3 장에서 전력 시스템은 직류단 전압이 900V~1100V 의 범위 내에서 가변되는데 반해, 본 장에서는 직류단 전압을 600 ~ 1100 V 로 가변한다. 기본적으로 본 장에서 제안하는 시스템의 회로는 3 장과 동일하기 때문에, 본 장은 3 장과 차별화되는 내용을 위주로 기술하였다.

4.1절에서는 제안하는 시스템의 구조를 설명하고 직류단 전압을 대폭 가변함으로서 얻을 수 있는 장점들에 대하여 기술한다.

4.2절에서는 DC 전압을 가변하는 시스템에서 엔진-발전기 운전 영역이 발전기 파라미터에 따라 어떻게 변화는지 분석한다. 또한 3.2절에서 직류단 전압의 비교적 좁은 변동 허용 범위 ($\pm 10\%$) 때문에 제한되었던 엔진 발전기의 운전 영역이 직류단 전압 범위를 대폭 넓힘으로서 어떻게 확장되는지 분석한다.

4.3절에서는 제안하는 시스템의 보호 계전을 시뮬레이션 한다. 1 단계 (SSCB 동작) 와 3 단계 (발전부 보호) 보호 계전은 제 3장의 내용과 동일하므로 이에 대한 내용은 생략하였으며, 2 단계 (반도체 퓨즈) 보호 계전에 대해서 3 장에서의 분석과 어떤 차이점이 있는지 기술하고 시뮬레이션을 수행한다.

4.4절에서는 본 장에서 제안하는 시스템의 제어기 구성에 대하여 기술한다. 3 장과 동일한 3 가지 PMS 시나리오들에 대하여 제안하는 시스템의 동작을 시뮬레이션으로 검증한다.

4.1 제안하는 전력 시스템의 구조와 장점

제안하는 전력 시스템의 회로는 그림 4.1과 같다. $\pm 10\%$ 의 직류단 전압 변동을 허용하던 기존 전력 시스템의 구성 (그림 2.8)과 다른 점을 그림 4.1에서 파란색으로 표시하였다. 먼저 제안하는 시스템에서 주배전반의 직류단 전압은 기존의 전압 허용 범위인 $\pm 10\%$ 보다 크게 변동할 수 있는데, 본 논문에서는 $-40\% \sim +10\%$ 의 전압 변동을 허용한다고 가정하였다. 정격 전압 1 kV를 기준으로 할 때 주배전반의 전압은 600 V ~ 1100 V 범위 내에서 변동할 수 있다. 또한 주배전반과 CVCF 인버터 사이에 DC/DC 컨버터가 추가되었으며, DC/DC 컨버터는 그림 4.2와 같이 양방향 벡부스트 컨버터로 구성하였다. CVCF 인버터는 AC 배전반의 전원에 해당하기 때문에 부하율에 관계없이 일정한 전압을 합성해야 한다. 따라서 제안한 방식의 시스템에서 CVCF 인버터의 직류단은 전압이 크게 가변하는 주배전반에 바로 연결될 수 없으므로, CVCF 인버터와 주배전반 사이에 DC/DC 컨버터의 설치가 필요하다. 주배전반 전압의 최대값 1100 V를 고려하여 CVCF 측 직류단 전압은 1100 V로 설정하였다. 직류단 전압을 $\pm 10\%$ 내로 제한하던 기존 시스템의 회로도 (그림 2.8)와 비교하였을 때 DC/DC 컨버터가 추가되므로 초기 설치 비용이 다소 증가할 수 있다.

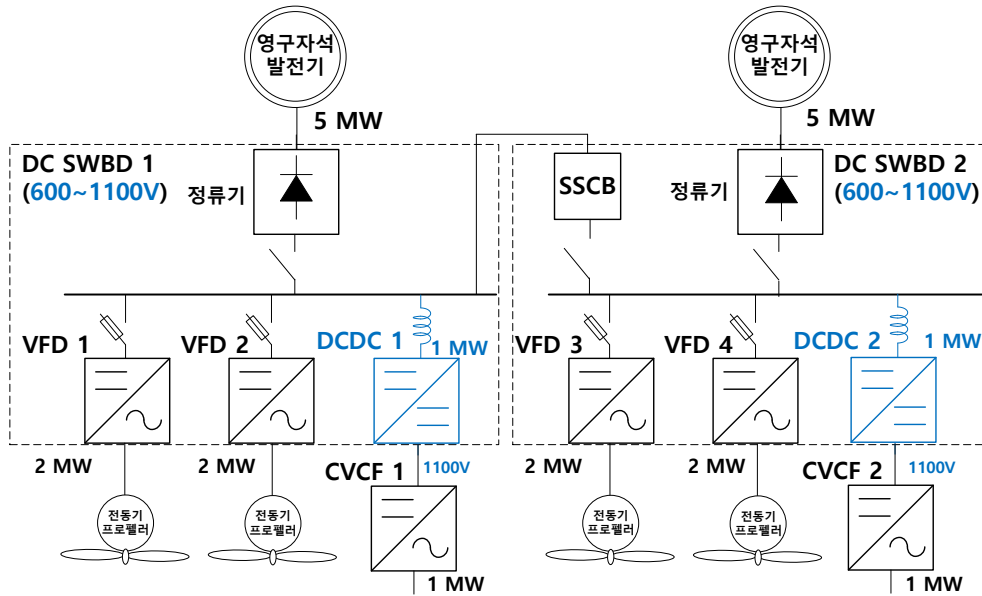


그림 4.1 직류단 전압을 가변하는 선박용 전력 시스템의 회로도

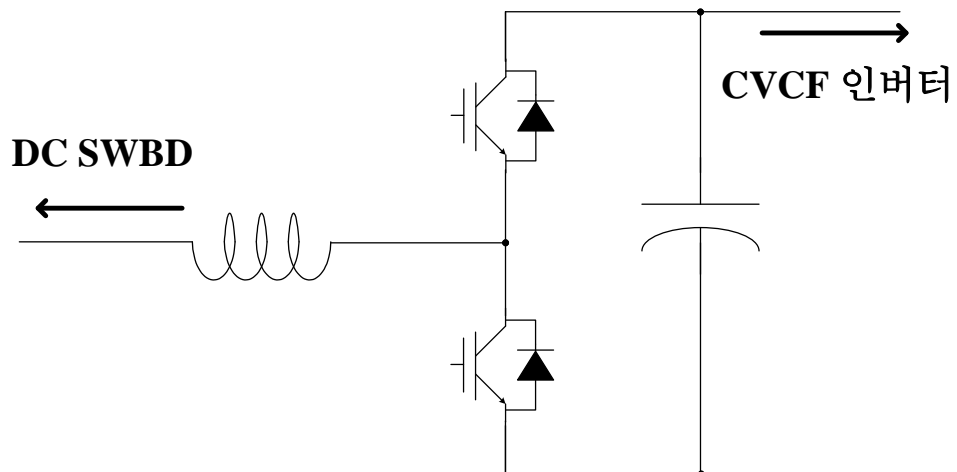


그림 4.2 제안하는 회로의 DCDC 컨버터 구성 및 연결도

본 장에서 제시한 직류단 전압을 가변하는 시스템은 크게 2 가지의 장점을 가진다.

첫 째로, DC 배전반에 연결된 컨버터들의 손실을 최소화 할 수 있다 [108]-[110]. 이는 반도체 소자의 스위칭 손실 (switching loss) 이 보통 직류단 전압의 1 ~ 1.5 승에 비례하기 때문인데, 한 예로 그림 4.3은 정격 전압과 정격 전압이 각각 1200 V, 200 A인 SEMIKRON 社 의 dual-pack IGBT 모듈 SKM-200-GAR-123D의 스위칭 손실을 측정한 결과 이다 [110]. 동일한 부하 전류 조건에서도 직류단 전압이 커짐에 따라 스위칭 손실이 증가하는 것을 확인할 수 있다. 해당 소자의 경우에는 turn-on 스위칭 손실은 직류단 전압의 1.9 승, turn-off 스위칭 손실은 직류단 전압의 1.25 승에 비례하는 것으로 측정되었다.

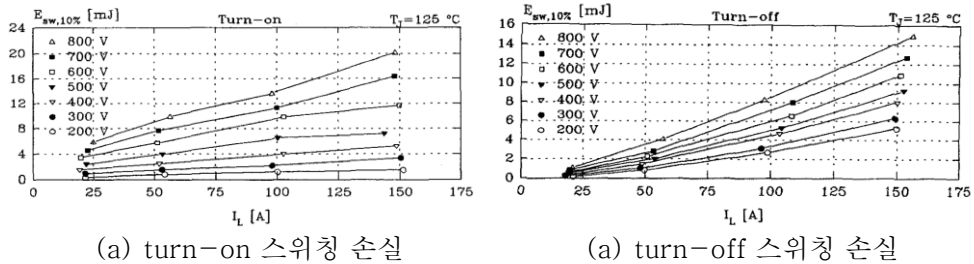


그림 4.3 직류단 전압에 따른 IGBT 소자의 스위칭 손실 [110]

이와 같이 직류단 전압이 낮을수록 컨버터의 손실이 감소하기 때문에 직류단 전압을 가능한 낮게 제어하는 것이 유리하다. 이 때 그림 4.1의 주배전반 1의 경우를 예로 들면 배전반의 최소 직류단 전압 $V_{dc,min}$ 은 (4.1)과 같이 계산할 수 있다. 식 (4.1)의 $V_{dc,min,VFD1}$ 은 VFD 1 이 PMS 로 주기적으로 송신하는 통신 데이터로, 임의의 시간에 VFD 1 이 부하를 운용하기 위해 필요한 최소한의 직류단 전압을 의미하며, $V_{dc,min,VFD2}$ 는 VFD 2 가 필요로 하는 최소한의 직류단 전압을 의미한다. 한 예로, 어떤 시점에 PMS가 부하 컨버터들로부터 $V_{dc,min,VFD1} = 800$ V, $V_{dc,min,VFD2} = 700$ V 의 데이터를 수신하였다면, PMS 는 (4.1)에 따라 최소 직류단 전압 $V_{dc,min}$ 을 800 V 로 설정하고, 직류단 전압이 800 V ~ 1100 V 전압 범위를

가지도록 엔진발전기의 V-P 최적 효율 커브를 조정한다.

$$V_{dc,min} = \max(V_{dc,min,VFD1}, V_{dc,min,VFD2}, 600V). \quad (4.1)$$

또한 제안하는 방식의 두 번째 장점으로, 직류단 전압 범위가 넓어짐에 따라 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 사용하는 제안한 시스템에서 엔진발전기의 운전 가능 영역이 대폭 늘어난다. 제 3장에서 분석한 결과에 따르면, 직류단 변동 범위가 90 % ~ 110 % 로 제한되는 경우에는 영구자석 발전기의 제정수를 어떻게 설정하더라도 가변속 범위가 최대 30 % 수준으로 제한되며 엔진의 저속 고폭 영역을 활용하기 힘들다. 그림 3.20에 나타난 바와 같이, 가변속 범위가 30 % 이하로 제한되고 영구자석 발전기의 제정수가 적절히 설계되었을 때에는 엔진발전기가 대부분의 부하율에서 최적효율 운전될 수 있지만 여전히 저속 고폭 영역의 운전이 제한된다. 그러나 직류단 전압 범위가 넓어지면 엔진 가변속 범위를 더욱 넓힐 수 있을 뿐더러 저속 고폭 영역의 활용이 가능해져 발전기 제정수를 까다롭게 설계하지 않더라도 엔진발전기의 최적효율 운전이 가능해질 수 있다. 이에 대해서는 4.2절에서 보다 상세히 분석한다.

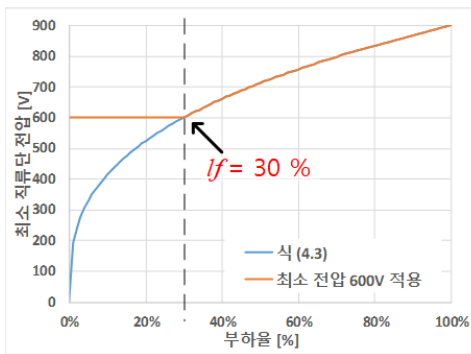
특별히 DP 선박의 전력 시스템에서는 대부분의 운전 시간 동안 최소 직류단 전압 $V_{dc,min}$ 이 600 V 로 설정되기 때문에 직류단 전압을 가변함으로서 얻는 위의 장점들을 극대화 할 수 있다. $V_{dc,min}$ 이 대부분의 시간 동안 최소값인 600 V 로 설정될 수 있는 이유는 대부분의 운전 시간 동안 VFD의 부하율이 낮아 $V_{dc,min,VFD1}$ 과 $V_{dc,min,VFD2}$ 의 값이 600 V 로 설정되기 때문이다.

돌극성이 없는 표면부착형 영구자석 전동기 (Surface-Mounted Permanent Magnet Synchronous Motor, SMPMSM) 구동을 예시로 DP 선박에서 VFD 인버터가 필요로 하는 최소한의 직류단 전압을 분석하면 다음과 같다. 식 (4.2)와 같이 추진용 전동기의 출력 P_{VFD} 는 전동기 회전 속도의 제제곱에 비례하고, 추진용 전동기의 토크 T_{VFD} 는 속도의 제곱에

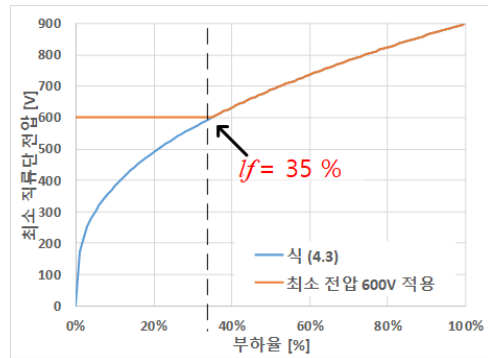
비례하고, 전동기는 단위 전류당 최대 토크 (Maximum Torque Per Ampere, MTPA) 운전을 하여 전류 i_{VFD} 가 토크와 마찬가지로 속도의 제곱에 비례한다고 가정한다. 또한 전동기의 정격 출력 (정격 속도/정격 토크) 에서 필요한 최소 직류단 전압이 900 V 라고 가정한다. 이 때 최소 직류단 전압 $V_{dc,min,VFD1}$ 을 부하율 lf 와 per-unit 인덕턴스 $L_{p.u.}$ 에 관해 정리하면 (4.3)과 같이 전개할 수 있다. 식 (4.3)에서 λ_{PM} 은 전동기의 자속, L 은 인덕턴스, 그리고 ω 는 전기 각속도를 나타내며, 아래 첨자 ‘0’ 는 정격값을 의미한다. 식 (4.3)을 영구자석 전동기의 per-unit 인덕턴스가 20 % 와 50 % 인 경우에 부하율에 따라 도시하면 그림 4.4와 같다.

$$P_{VFD} \propto \omega^3, T_{VFD} \propto \omega^2, i_{VFD} \propto \omega^2. \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} V_{dc,min,VFD}(lf, L_{p.u.}) &= 900V \times \frac{\sqrt{(\omega\lambda_{PM})^2 + (\omega Li_{VFD})^2}}{\sqrt{(\omega_0\lambda_{PM})^2 + (\omega_0 Li_{VFD0})^2}} \\ &= 900V \times \frac{\omega}{\omega_0} \frac{\sqrt{1 + L_{p.u.}^2 \left(\frac{i_{VFD}}{i_{VFD0}}\right)^2}}{\sqrt{1 + L_{p.u.}^2}} \\ &= 900V \times lf^{1/3} \frac{\sqrt{1 + L_{p.u.}^2 lf^{2/3}}}{\sqrt{1 + L_{p.u.}^2}} \end{aligned} \quad (4.3)$$



(a) $L_{p.u.}$ 10 %



(a) $L_{p.u.}$ 50 %

그림 4.4 VFD 부하율에 따른 VFD 구동을 위한 최소 직류단 전압 ($V_{dc,min,VFD}$)

그림 4.4로부터 부하율이 30 % 미만일 때에는 전동기의 인덕턴스와

관계없이 전동기 구동을 위한 최소 직류단 전압이 600 V 이하임을 확인할 수 있다. 그런데 DP 선박의 경우, 2 장에서 기술한 바와 같이 최악의 기상 조건에서도 선박의 위치 제어가 가능하도록 VFD의 정격 출력이 설계되기 때문에 VFD의 부하율은 그림 4.5와 같이 대부분의 운전 시간 동안 20 % 미만의 범위에 있다. 따라서 기상 조건이 최악인 경우를 제외한 대부분의 운전 시간 동안 (4.1)에 의한 최소 직류단 전압은 600 V 로 고정된다.

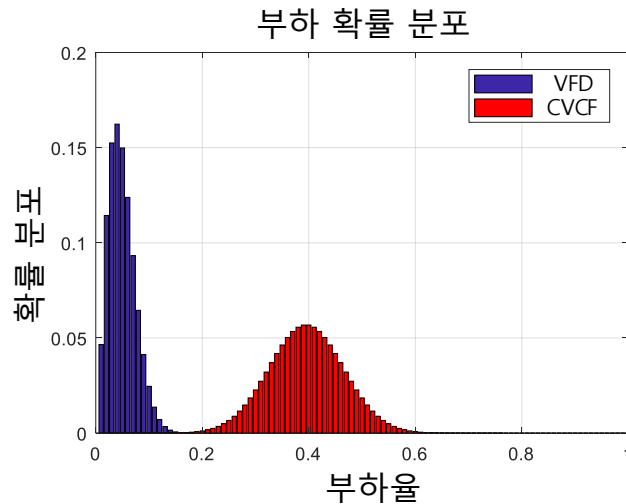


그림 4.5 DP 선박의 추진 부하 (VFD), 일반 부하 (CVCF)의 부하 확률 분포 예시

4.2 제안하는 시스템의 엔진-발전기 운전 영역

본 절에서는 발전부가 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 구성된 시스템에서 직류단 전압 범위가 600 V ~ 1100 V 로 확장되었을 때의 엔진발전기 운전 가능 영역을 분석한다.

먼저 제안한 시스템의 대략적인 운전 영역은 AC 기본과 회로에서 전압 변동 범위를 고려하여 얻은 수식인 (3.18)로부터 구할 수 있다. 그림 4.6은 (3.18)을 사용하여 얻은 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기의 운전 영역인데, 직류단 전압 범위가 확장됨으로서 per-unit 인덕턴스의 값에 관계없이 제안한 발전부 조합으로 엔진이 전부하 영역에서 최적효율 운전점 (OOL)을 따라 운전될 수 있다는 것을 알 수 있다.

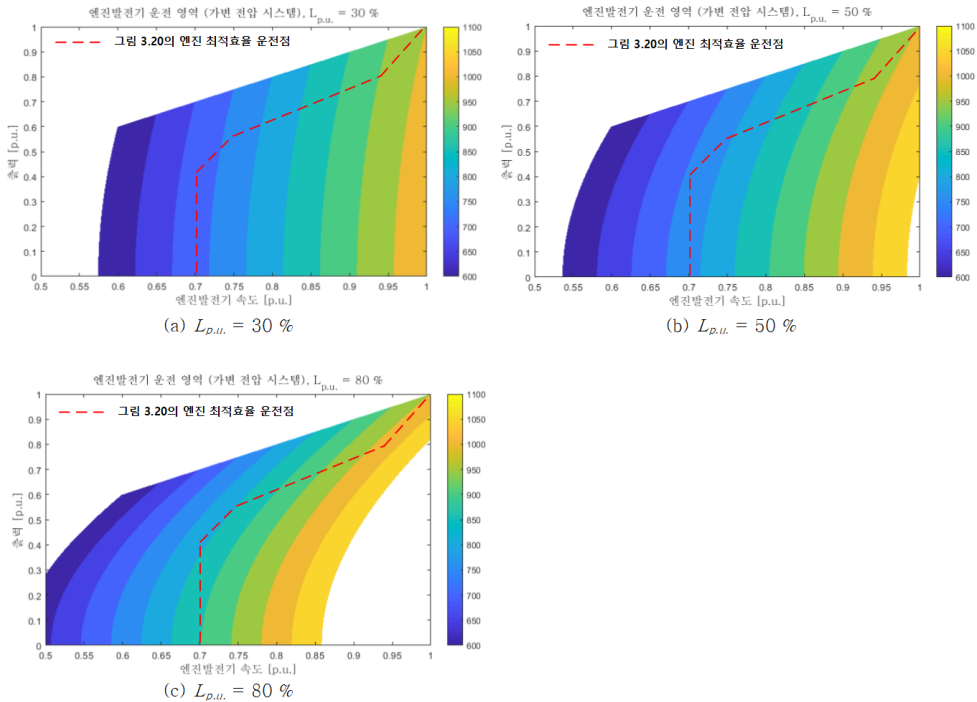


그림 4.6 가변 전압 시스템에서 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역 (AC 기본과 근사 회로, 식 (3.18))

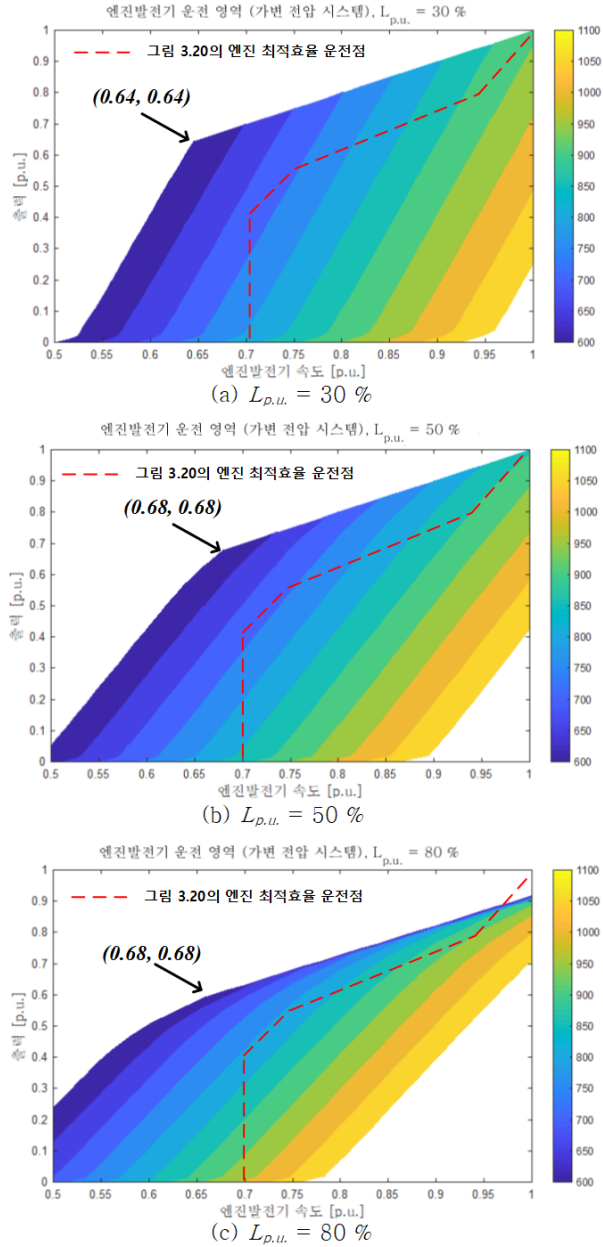


그림 4.7 가변 전압 시스템에서 per-unit 인덕턴스에 따른 엔진발전기 운전 영역 (시뮬레이션)

또한 제안한 시스템의 정확한 운전점을 확인하기 위해서는 다이오드 정류 회로에서 시뮬레이션을 수행하여야 하는데, 약 수천 개의 운전점에서 시뮬레이션을 수행하여 엔진발전기 운전점에 따른 직류단 전압을 확인한 결과는 그림 4.7과 같다. AC 기본파 근사 회로로부터

도출한 그림 4.6을 다이오드 정류 부하 시뮬레이션 결과인 그림 4.7과 비교하면, 근사 회로를 통해 얻은 직류단 전압은 저부하 영역에서 전반적으로 실제 값보다 더 큰 값을 가지는 경향이 있다. 따라서 실제 엔진 발전기의 가변속 폭은 근사 회로로부터의 예측값보다 더 넓게 나타난다. 이러한 오차가 존재함에도 불구하고, AC 기본과 근사 회로를 기반으로 3.2절에서 도출한 수식들을 사용하면 발전기의 제정수에 따른 엔진발전기의 운전 가능 영역을 대략적으로 예측할 수 있다. 따라서 전력 시스템 설계 초기 단계에 AC 기본과 근사 회로를 사용하면 빠르고 간편하게 대략적인 시스템 제정수를 설정할 수 있다.

그림 4.7을 직류단 전압 변동 범위가 $900\text{ V} \sim 1100\text{ V}$ 로 제한된 조건에서 얻었던 그림 3.16과 비교하면, 발전기의 per-unit 인덕턴스 값과 거의 관계 없이 엔진이 언제나 최적효율 운전점을 따라 운전될 수 있음을 알 수 있다. 그림 3.16에서는 비교적 좁은 전압 제한으로 인해 어떤 per-unit 인덕턴스 조건에서도 70 %의 속도에서 25 % 이상의 출력 (36 % 이상의 토크) 을 낼 수 없었다. 즉 전압 변동 범위가 $\pm 10\%$ 로 제한되었을 때에는 엔진발전기의 저속 고폭 영역을 활용하기 힘들어 발전기의 제정수가 적절한 값으로 설계되어야만 엔진의 준최적효율 운전이 가능했다 (표 3.4, 그림 3.20). 반면, 그림 4.7에서는 per-unit 인덕턴스에 관계 없이 엔진발전기가 70 % 이상의 모든 속도 범위에서 정격 토크를 출력할 수 있어 본 장에서 제안한 시스템은 엔진의 고효율 운전점인 저속 고폭 영역을 활용하는데 적합하다. (단, 3.2절에서 에서 기술한 바와 같이 per-unit 인덕턴스가 80 % 이상이 되면 최대전력전달 이론에 따라 정격 부하를 DC 단에 전달할 수 없게 된다.) 뿐만 아니라, 엔진발전기 운전 가능 영역은 50 % ~ 70 % 속도 범위도 포함하기 때문에 기계적 한계에 의한 엔진 최저 속도 제한이 70 % 보다 낮은 경우에도 엔진발전기가 최적효율 운전점을 따라 운전될 수 있다.

또한 3.2절의 (3.19)에서 정의된 역기전력 설계치 보정 계수, $K_{E,comp}$, 의 값에 따른 가변 전압 시스템의 엔진발전기 운전 영역은 그림 4.8과 같다. 표 3.2의 5.85 MW 발전기의 제정수를 참고하여 d축 임피던스는 60 %, q축

임피던스는 80 % 로 설정하였는데, 그림 4.8의 시뮬레이션 결과로부터 역기전력 혹은 $K_{E,comp}$ 가 더 크게 설계될수록 저속 고토크 운전 영역이 확대되는 대신 고속 저토크 운전 영역이 줄어드는 것을 알 수 있다.

직류단 전압 범위가 비교적 좁게 설정되었던 3 장에서는 엔진의 저속 고토크 운전 영역을 확보하기 위하여 고속 저토크 운전 영역을 포기하면서까지 $K_{E,comp}$ 의 값을 110 % 로 설정하였다. 하지만, 직류단 전압을 대폭 가변하는 본 장의 시스템에서는 그림 4.8에서 볼 수 있듯이 $K_{E,comp}$ 의 값이 100 % 일 때에도 저속 고토크 운전 영역이 충분히 확보되어 엔진의 최적효율 운전이 가능하다. 따라서, 고속 저토크 운전 영역을 확대하기 위하여 가능한 낮은 $K_{E,comp}$ 의 값을 선택하는 것이 좋다.

고속 저토크 운전 영역은 엔진의 비효율적인 운전점에 해당하지만, 이 영역을 확보하면 높은 부하율에서 부하 탈락 사고가 발생하였을 때 과전압 최대치가 줄어든다. 예를 들어 정격 부하, 정격 출력 조건에서 사고로 인하여 20 % 부하의 계단 (step) 탈락이 발생하면, $K_{E,comp} = 100 %$ 조건의 그림 4.8 (a)에서는 직류단 전압이 860 V에서 1000 V로, $K_{E,comp} = 105 %$ 조건의 그림 4.8 (b)에서는 직류단 전압이 990 V에서 1073 V로, $K_{E,comp} = 110 %$ 조건의 그림 4.8 (c)에서는 직류단 전압이 1080 V에서 1150 V로 상승하여, $K_{E,comp}$ 가 110 % 일 때에만 1100 V 이상의 과전압이 발생한다. 3.5.2에서 기술한 바와 같이 VPL 회로 혹은 ESS의 개입으로 과전압을 방지할 수는 있지만 가능한 보호 회로의 개입 없이 정상 전압 범위 내에서 운전하는 것이 바람직하므로 $K_{E,comp}$ 는 낮은 값을 선택하는 것이 좋다.

4.4절의 제어 시뮬레이션에서는 발전기 제정수로 표 3.4와 동일한 값을 사용하되, $K_{E,comp}$ 의 값만 110 % (λ_{PM} 1.13 V_s) 에서 105 % (λ_{PM} 1.08 V_s) 로 변경한다. $K_{E,comp}$ 의 값으로 100 % 를 사용하지 않은 이유는 그림 4.8 (a)의 고토크 영역에서 등전압선이 속도 축 방향으로 휘어지기 때문이다. 이는 해당 운전 영역이 앞서 기술한 최대전력전달 한계점 부근임을 의미하는데, 이 구간 주변에서 전압 제어가 불안정해질 위험이 있다.

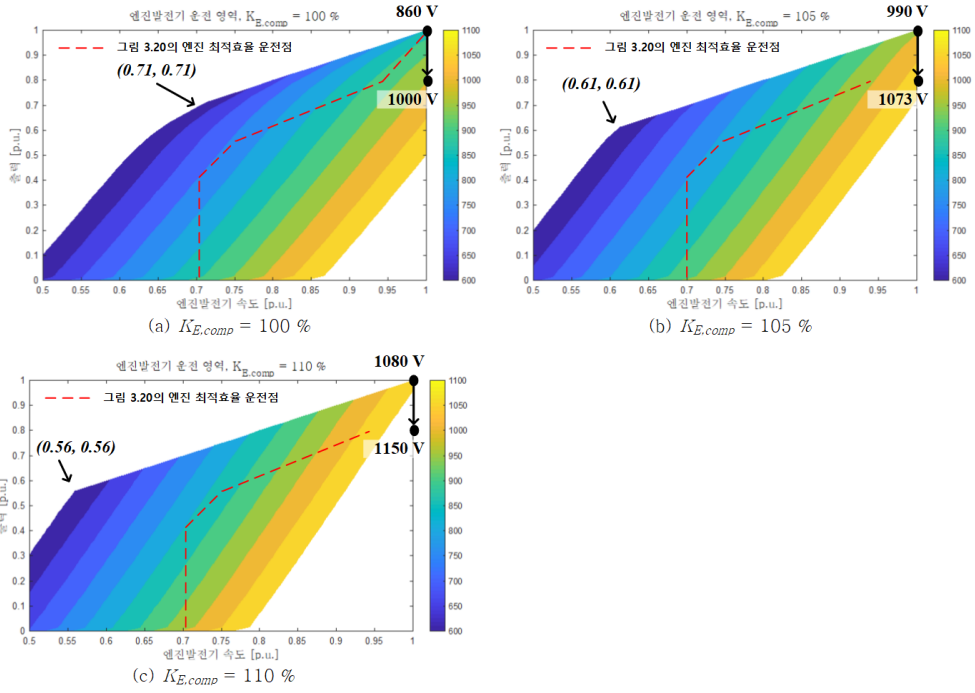


그림 4.8 역기전력 설계치 보정 계수 $K_{E,comp}$ 에 따른 엔진 발전기 운전 영역 ($L_{d,pu} = 60\%$, $L_{q,pu} = 80\%$)

4.3 제안하는 시스템의 보호 계전

직류단 전압을 가변하는 시스템에서도 3.4절과 동일하게 보호 계전 방식을 3 단계로 나누어 구성할 수 있다. 1 단계에서는 SSCB 를 이용하여 $100\ \mu\text{s}$ 이내에 사고가 발생한 배전반을 그 외의 배전반으로부터 분리하며, 2 단계에서는 반도체 퓨즈를 이용하여 $1\ \text{ms}$ 이내에 배전반 내의 단락 사고 지점을 선택적으로 차단하며, 3 단계에서는 $2\ \text{ms}$ 이상 단락 전류가 지속될 시 발전부 보호를 위하여 조속기를 정지한다. 1 단계의 SSCB 동작과 3 단계의 조속기 정지는 3 장에서의 분석과 동일하기 때문에 이에 대한 내용은 생략하였고, 본 절에서는 2단계 보호 계전인 반도체 퓨즈 설계에 대하여 논의한다.

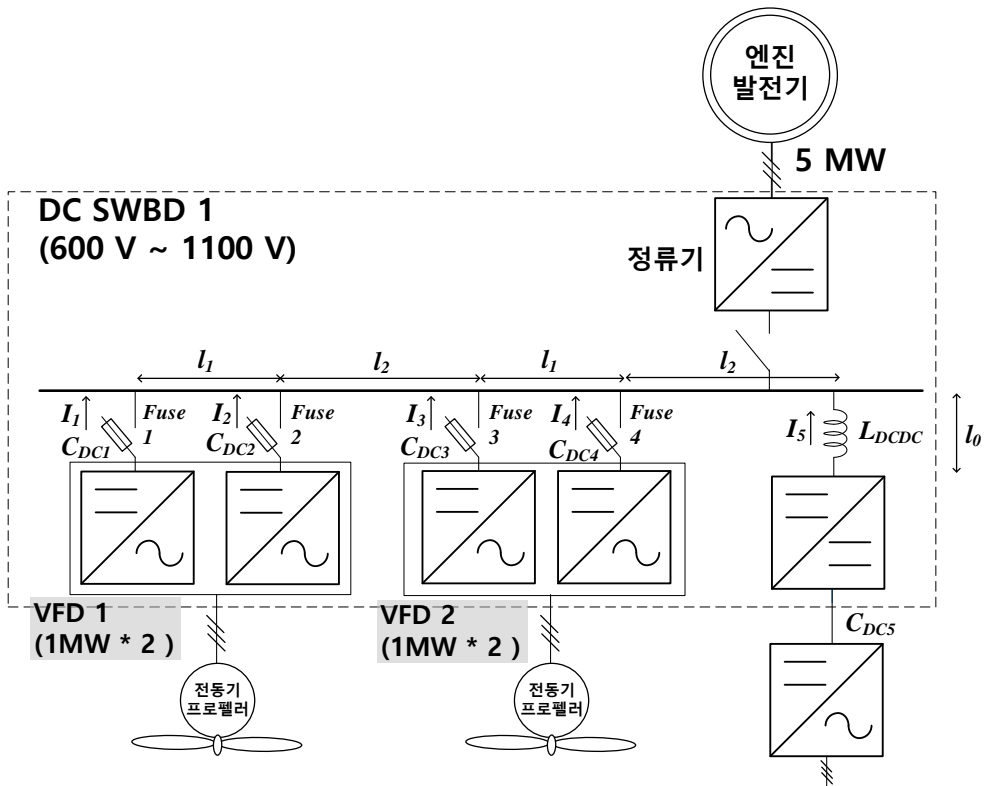


그림 4.9 제안하는 시스템의 주배전반 1 단선도

그림 4.1의 VFD가 1 MW 인버터 두 대의 병렬 연결로 구성되었을 때, 주배전반 1의 단선도를 더 자세히 나타내면 그림 4.9와 같다. 그림 4.9가 3 장에서의 주배전반 1 단선도 (그림 3.23) 와 다른 점은 다음과 같다.

첫째로, 직류단 전압이 크게 가변될 수 있기 때문에 직류단 전압이 최소 600 V 까지 내려갈 수 있다. 직류단 전압이 낮을수록 DC 캐패시터에 저장된 에너지가 작으므로, 단락 사고 발생시 퓨즈를 용단하기 위한 에너지가 불충분할 수 있다. 따라서 최소 전압 600 V 에서도 단락 사고 발생시 퓨즈가 차단되는지 확인하여야 한다.

둘째로, 주배전반과 CVCF 인버터 사이에 DC/DC 컨버터가 추가되었다. 3 장에서의 주배전반 1 단선도 (그림 3.23) 에서는 CVCF 컨버터와 배전반 사이에 퓨즈 (Fuse 5)와 DC 캐패시터 (C_{DC5}) 가 연결되어 있는 반면, 그림 4.9에서는 DC/DC 컨버터와 배전반 사이에 필터 인덕터 (L_{DCDC}) 가 연결되어 있다. 1 kV, 1 MW 급 DC/DC 컨버터의 경우 스위칭 전류 리플을 100 A 수준으로 제한하려면 필터 인덕터가 최소 1 mH 이상의 값으로 설계되어야 한다. 배전반의 부스바 인덕턴스가 수 μ H 이하임을 고려하면 mH 단위의 DCDC 컨버터의 인덕터를 통해 흘러 들어오는 사고 전류는 그 외의 캐패시터 ($C_{DC1} \sim C_{DC4}$) 들이 공급하는 사고 전류에 비하여 현저히 작다는 사실을 알 수 있다.

2.3.3.2절에서 기술한 바와 같이 단락 사고 발생시 사고 지점의 반도체 퓨즈가 선택적으로 차단되는 것은 사고 지점 외 직류단 캐패시터들로부터 사고 지점으로 단락 전류가 몰려와 사고 지점 측 퓨즈의 I_t 값이 그 외의 퓨즈의 I_t 값보다 월등히 빠르게 증가하기 때문이다. 예를 들어, 그림 3.23에서는 직류단 캐패시터가 총 5 개 있기 때문에 사고 발생 시 4 개의 캐패시터로부터 단락 전류가 공급되어 사고 지점 측 퓨즈의 I_t 값은 그 외 퓨즈들의 I_t 값보다 약 16 배 빠르게 증가한다. 그러나 그림 4.9의 경우에는 DC/DC 컨버터의 인덕터 때문에 CVCF의 캐패시터 C_{DC5} 가 사고시 단락 전류를 거의 공급하지 못하므로, 3개의 캐패시터로부터 사고 지점으로 단락 전류가 공급되어 반도체 퓨즈의 선택적 차단 (selectivity) 성능이 떨어질 수 있다. 따라서 C_{DC5} 가

사고 전류를 공급하지 못할 때에도 사고 지점이 선택으로 차단될 수 있는지 확인하여야 한다.

2단계 보호 계전을 확인하기 위한 시뮬레이션 회로는 그림 4.10과 같다. 시뮬레이션에 사용된 파라미터는 3 장의 보호 계전 시뮬레이션에 사용되었던 표 3.5의 값과 동일하며, DC/DC 컨버터의 필터 인덕터 L_{DCDC} 의 값은 1 mH 로 가정하였다.

본 절에서는 그림 4.10에 표시된 2 개 지점의 단락 사고 시뮬레이션을 다룬다. 단락 사고 1은 부하단 단락 사고를 대표하는 예시로, VFD 1 인버터 직류단 측에서의 단락 사고를 가정한다. 단락 사고 2는 배전반 부스바 단락 사고를 대표하는 예시로, VFD 1과 VFD 2 사이의 배전반 선로에서의 단락 사고를 가정한다. 단락 사고 임피던스는 저항 1 mΩ, 캐패시터 초기 전압 600 V를 적용하였다.

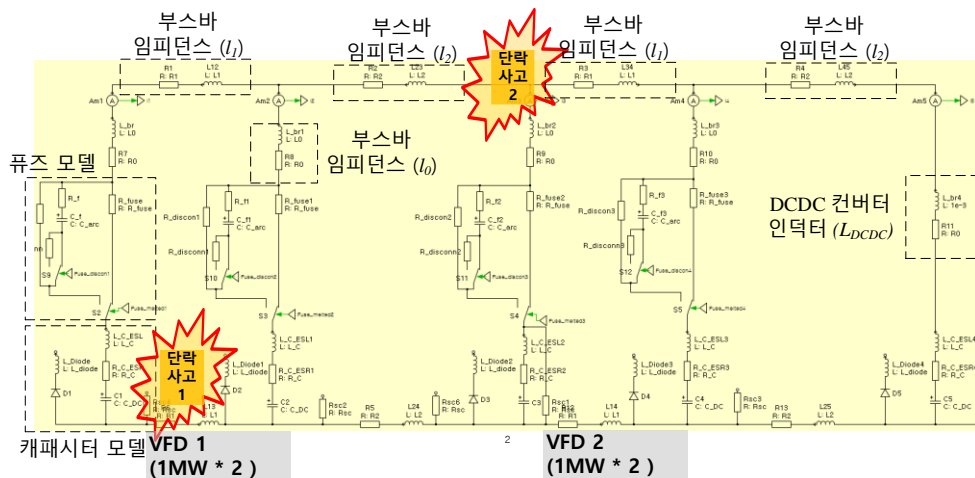


그림 4.10 2단계 보호계전 시뮬레이션 회로 (PLECS) 와 단락 사고 예시

단락 사고 1은 VFD 1 캐패시터 뱅크 C_{DC1} 측에서의 단락 사고이다. 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 직류단 캐패시터 전압, 직류단 전류, 그리고 퓨즈의 I^2t 값은 그림 4.11과 같이 나타난다. 먼저 전류의 그래프를 보았을 때 C_{DC1} 과 가까이 배치된 컨버터의 캐패시터에서 더 많은 사고 전류를 분담한다 (그림 4.9에서 $I_2 > I_3 > I_4$). 또한 DC/DC 컨버터의 인덕터를 통해 흐르는 사고 전류 (I_5) 는 직류단 캐패시터에서 공급되는 사고전류 (I_2, I_3, I_4) 에 비하여 무시할 정도로 작다는 것을 확인할 수 있다. 직류단 캐패시터에서 공급되는 사고 전류들의 합 ($I_2 + I_3 + I_4$) 이 사고 지점 측의 퓨즈 (I_1) 에 흐르는데, 이로 인하여 Fuse 1의 I^2t 값이 다른 퓨즈들에 비해 현저히 빠른 속도로 증가하고, 210 μs 에 Melting I^2t 값에 가장 먼저 도달하여 용단된다. Fuse 1이 용단되는 순간 Fuse 2 ~ Fuse 4의 누적 I^2t 는 Melting I^2t 값의 30 % 이하에 불과하므로, CVCF의 직류단 캐패시터 (C_{DC5}) 에서 공급 되던 사고 전류가 사라졌음에도 사고 지점 측의 퓨즈가 충분한 설계 여유를 가지고 선택적으로 차단됨을 확인할 수 있다.

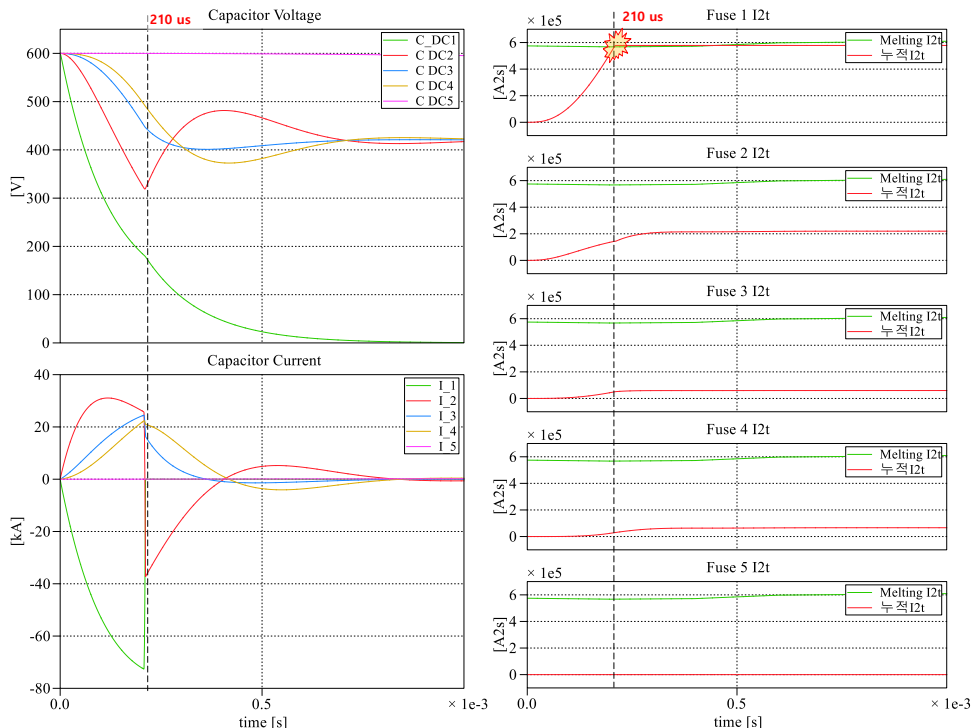


그림 4.11 단락 사고 1 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t

단락 사고 2는 VFD 2 측 부스바에서의 단락 사고이다. 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 캐패시터 뱅크 전압과 전류, 퓨즈의 I^2t 값은 그림 4.12와 같이 나타난다. 3.4.1절에서의 동일한 사고 지점에서의 시뮬레이션 결과인 그림 3.27에서는 모든 반도체 퓨즈가 자신의 캐패시터 뱅크에 저장된 에너지에 의하여 수백 μs 이내에 용단되었지만, 그림 4.12에서는 캐패시터 전압이 0 V 로 방전될 때까지 어떤 퓨즈도 용단되지 않음을 확인할 수 있다. 이는 직류단 전압의 초기 조건이 600 V 로, 3.4.1절의 시뮬레이션 초기 전압 조건인 900 V 보다 낮기 때문이다. 즉, 전압이 가변하는 시스템에서는 직류단 전압의 초기 조건에 따라 배전반 부스바 단락 사고 시 반도체 퓨즈들이 용단될 수도 용단되지 않을 수도 있는데, 표 3.5의 시뮬레이션 파라미터의 경우에는 약 700 ~ 800 V를 기점으로 퓨즈의 용단 여부가 결정된다. 퓨즈가 용단되지 않더라도 퓨즈의 I^2t 값은 그림 4.12와 같이 Melting I^2t 값의 절반 이상까지 상승하기 때문에 퓨즈가 열화될 가능성이 있다. 따라서 부스바 단락 사고에 의해 3단계 보호 계전이 작동된 후에는 퓨즈의 용단 여부와 관계 없이 모든 반도체 퓨즈의 교체가 권장된다.

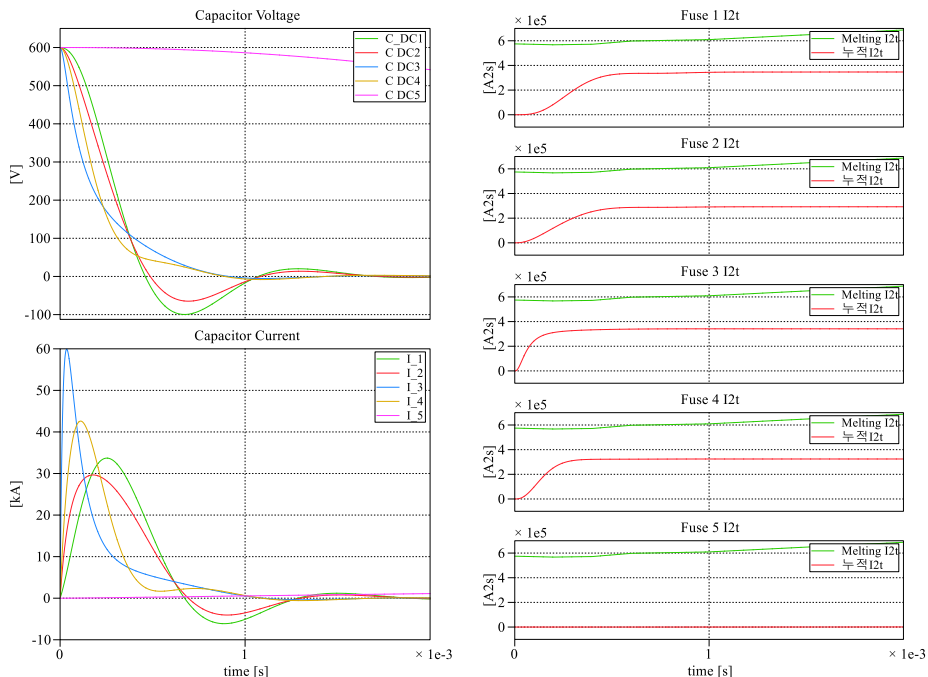


그림 4.12 단락 사고 2 발생 시, 각 인버터의 전압, 퓨즈 전류, 퓨즈 I^2t

4.4 제안하는 시스템의 제어와 PMS 운전 시나리오 구현

본 절에서는 제안하는 시스템의 제어 방법과 PMS 운전 시나리오 구현에 대하여 기술한다. 본 절에서 예시로 사용되는 발전기 제정수는 표 3.4의 5 MW 영구자석 발전기와 동일하며, 4.2절에서의 논의에 따라 역기전력 보정 계수 $K_{E,comp}$ 의 값만 110 % (λ_{PM} 1.13 Vs) 에서 105 % (λ_{PM} 1.08 Vs) 로 변경하였다. 해당 발전기의 P- ω 평면상 엔진 발전기 운전 영역은 그림 4.13과 같다.

먼저, 직류단 전압을 가변하는 제안하는 시스템의 제어 블록도는 그림 4.14와 같다. 직류단 전압을 900 V ~ 1100 V 로 제한하였던 3 장에서의 제어 블록도 (그림 3.57) 에서는 직류단 최소 전압이 항상 900 V 이기 때문에 V-P 테이블이 시간에 따라 변하지 않는다. 하지만 그림 4.14의 제어블록도에서는 직류단 최소 전압 $V_{dc,min}$ 이 (4.1)의 수식에 의해 실시간으로 변하고, 이 값에 따라 V-P 테이블이 변경된다.

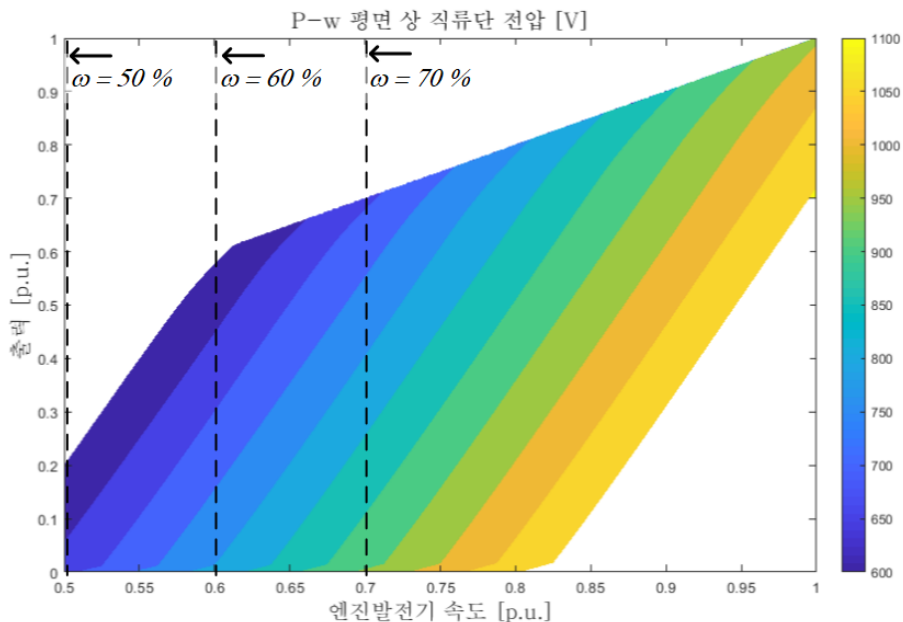


그림 4.13 P- ω 평면 상 직류단 전압 ($L_{d,pu}$ 60 %, $L_{q,pu}$ 80 %, $K_{e,comp}$ 1.05)

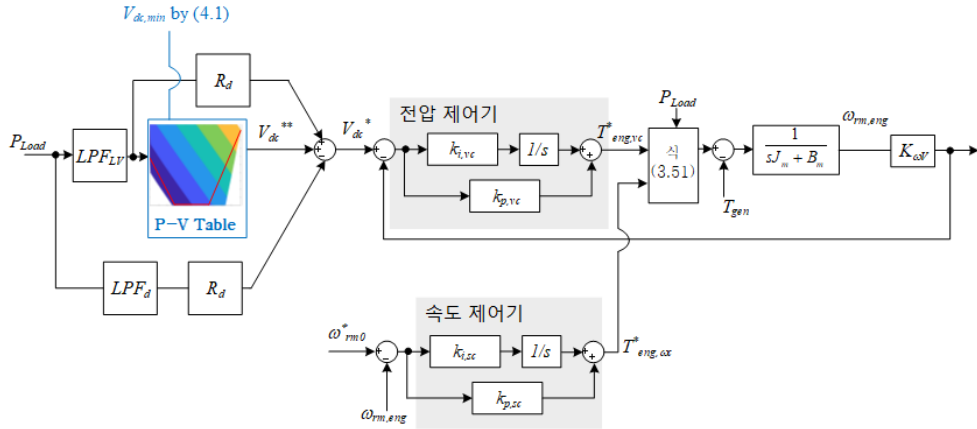


그림 4.14 제안한 시스템의 제어 블록도 (직류단 가변 시스템)

그림 4.13의 P- ω 평면 상 엔진발전기 운전점을 V-P 평면으로 변환하여 나타내면 그림 4.15와 같다. 엔진발전기의 최저 운전 속도가 기계적 제한에 의해 70 % 로 설정된다면, 어떤 부하율에서도 직류단 전압이 약 700 V 이하로 제어될 수 없음을 알 수 있다. 최저 속도 제한이 70 % 보다 낮아져야 저전압 영역에서 엔진발전기가 운전될 수 있으며, 본 절에서는 엔진 발전기의 최저 속도 제한이 50 % 인 경우에 대하여 시뮬레이션을 진행한다.

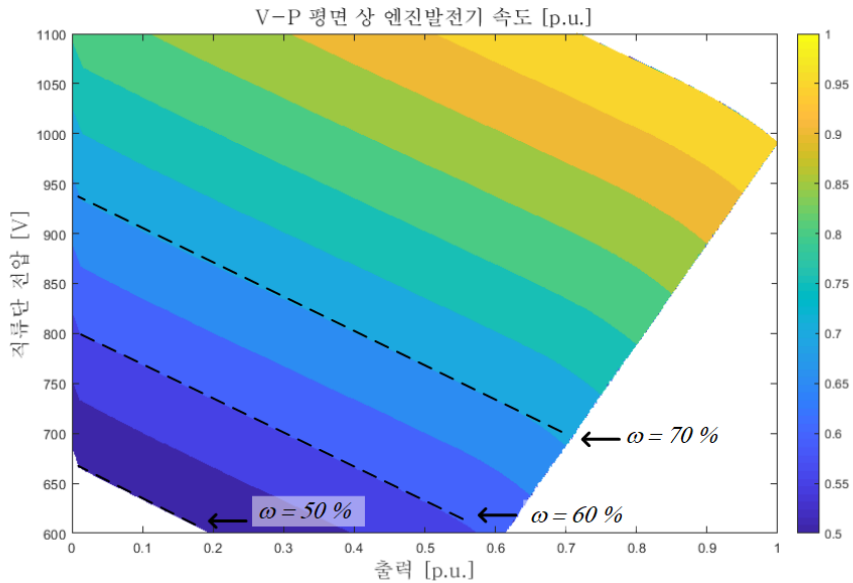


그림 4.15 V-P 평면 상 엔진발전기 속도 (L_d pu 60 %, L_q pu 80 %, $K_{e,comp}$ 1.05)

그림 3.20의 P- ω 평면상 디젤 엔진 연비지도를 V-P 평면으로 변환하고 이를 활용하여 직류단 최소 전압 $V_{dc,min}$ 값에 따른 최적효율 운전점을 구하면 그림 4.16과 같다. 전반적으로 경부하 구간에서 $V_{dc,min}$ 에 따라 최적효율 운전점이 크게 변동하는 것을 알 수 있고, $V_{dc,min}$ 이 낮아질수록 경부하 구간에서 엔진의 연비가 개선됨을 확인할 수 있다. 그림 4.14의 V-P 테이블은 $V_{dc,min}$ 의 값에 따라 다르게 설정되는데, 이는 직류단 전압 지령 V^{**} 가 출력 P_{Load} 와 직류단 최소 전압 $V_{dc,min}$ 의 함수로 결정된다는 것을 의미한다.

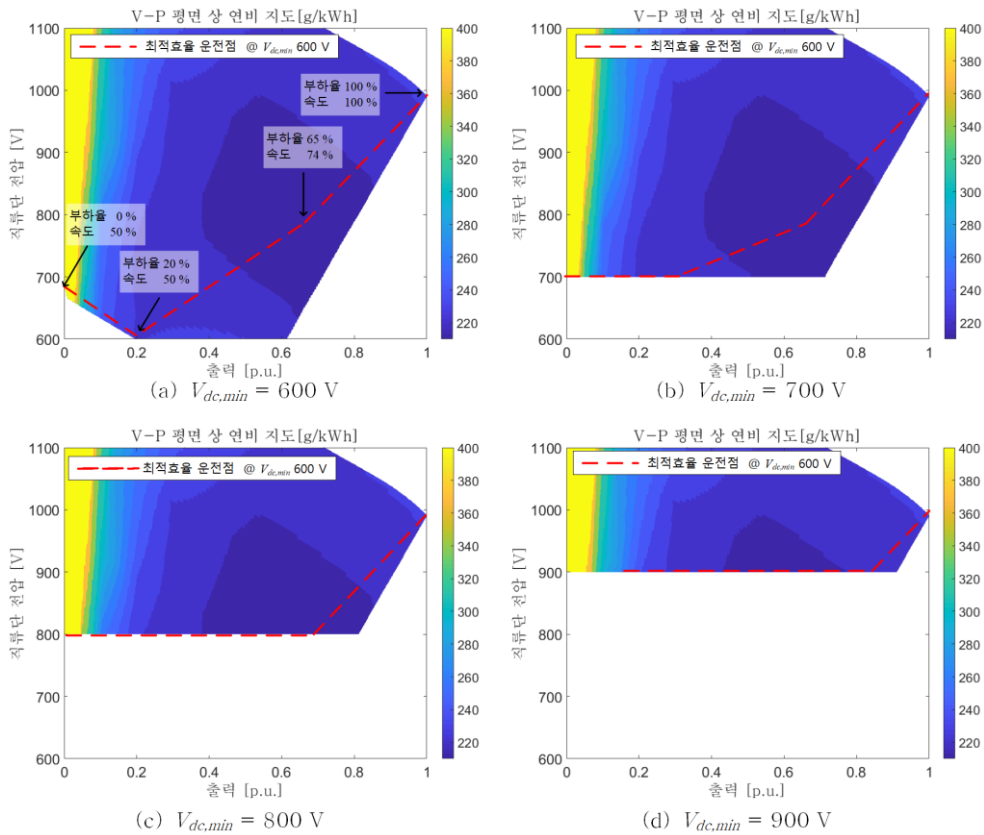


그림 4.16 $V_{dc,min}$ 설정값에 따른 V-P 평면 상 최적효율 운전점

다음으로는, 3 장에서 기술하였던 3 가지의 PMS 운전 모드에 대해

직류단 전압이 가변하는 제안한 시스템의 운전을 시뮬레이션으로 검증한다. PMS의 순서도는 3 장과 동일하기 때문에, 본 절에서는 부하 변동에 대한 엔진발전기 운전점을 확인하는 시뮬레이션을 진행한다. 또한 4.1절에서 분석한 바와 같이 DP 선박에서는 대부분의 시간 동안 직류단 최소 전압 $V_{dc,min}$ 이 600 V로 설정되기 때문에, 본 절의 시뮬레이션에서는 $V_{dc,min}$ 이 600 V라고 가정하여 그림 4.16 (a)의 최적효율 운전점을 활용하였다. 3 가지의 PMS 운전 모드는 다음과 같다. 1) Open bus-tie 운전 모드 2) Closed bus-tie 운전 모드 3) Open bus-tie 운전 모드에서 Closed bus-tie 운전 모드로의 전환

시나리오 1) Open bus-tie 운전 모드

Open bus-tie 운전 모드에서 각 배전반의 엔진발전기는 단독으로 운전된다. 그림 4.16 (a)의 최적효율 운전점을 따라 그림 4.14의 제어기로 엔진발전기를 단일 운전한 시뮬레이션 결과는 그림 4.17과 같다. 시뮬레이션 부하는 0 초에서 무부하로 시작하여 2 %/s 의 기울기로 증가하여 50 초에 정격 부하에 도달하고, 또 60 초부터 같은 기울기로 부하가 감소하여 110 초에 다시 무부하에 도달하도록 설정하였다. 이러한 부하 조건에서 엔진발전기의 운전점은 그림 4.16 (a)의 최적효율 운전점을 따라 움직이는 것을 확인할 수 있다. 최적효율 운전점 (속도, 출력, 전압) 특이점은 그림 4.16 (a)에 표시된 바와 같이 (50 %, 0 %, 690 V), (50 %, 20 %, 600 V), (74 %, 65 %, 770 V), (100 %, 100 %, 990 V) 인데, 그림 4.17의 시뮬레이션 결과에서도 엔진발전기의 운전점이 설정된 최적효율 운전점을 잘 추종하는 것을 확인할 수 있다.

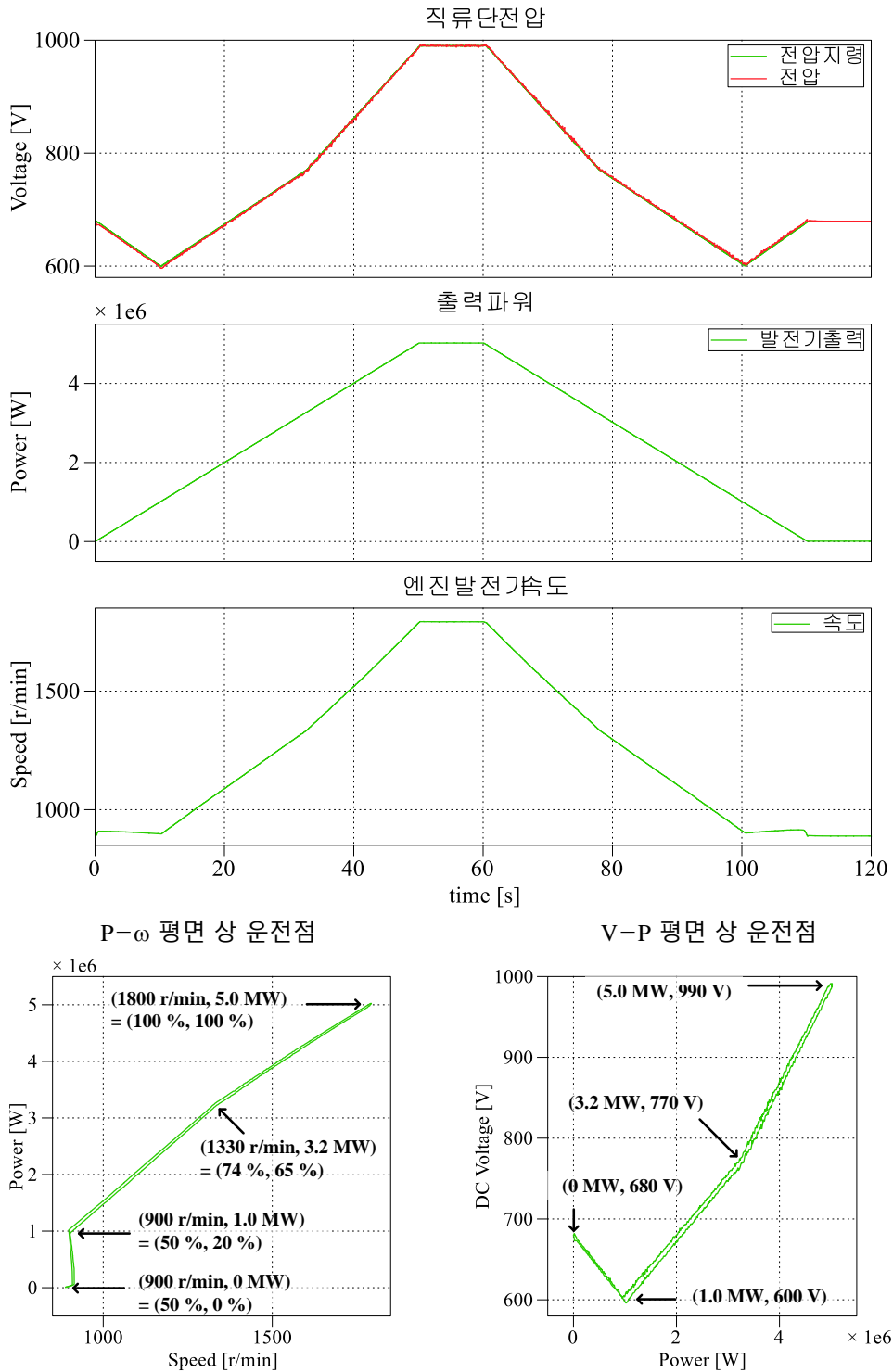


그림 4.17 제안한 시스템의 open bus-tie 운전 모드 (엔진발전기 단일 운전), P- ω 평면 운전점, V-P 평면

시나리오 2) Closed bus-tie 운전 모드

PMS 운전 시나리오 2에서는 전력 시스템이 closed bus-tie 운전 모드로 복전되어 무부하 상태에서 발전기가 병렬 연결 된다. 그리고 부하가 변동함에 따라 발전기들이 부하를 균등 분담하며 최적효율 운전점을 따라 가변속 운전한다. 시나리오 2에 따라 발전기와 부하들이 연결된 상태에서 그림 4.14의 제어기를 사용하여 두 발전기를 병렬 운전한 시뮬레이션 결과는 그림 4.18, 그림 4.19와 같다. 그림 4.18은 시간에 대한 직류단 전압, 발전기 속도, 발전기 출력과 총 부하의 변화를 나타내며, 그림 4.19는 $P-\omega$ 평면, $V-P$ 평면 상에서의 발전기 운전점을 나타낸다. $t=0\text{ s}$ 에서의 시뮬레이션 초기 조건으로, 그림 3.62의 시나리오 2 PMS 순서도가 완료되어 SSCB와 모든 접속 모듈이 연결되어 있고 엔진발전기들이 최소 운전 속도 (정격속도의 50 %)로 운전되고 있다고 가정하였다. 부하는 5 초에서 55 초 까지 200 kW/s (10 MW 기준 $2\text{ \%}/\text{s}$)의 기울기로 증가하여 55 초에서 65 초까지 10 MW 정격 부하 운전을 하며, 65 초에서 115 초 까지 -200 kW/s (10 MW 기준 $-2\text{ \%}/\text{s}$)의 기울기로 감소한다. 그림 4.18, 그림 4.19의 시뮬레이션 결과로부터 발전기들의 부하가 균일하게 제어되는 동시에 발전기들이 그림 4.16 (a)의 최적효율 운전점을 따라 운전된다는 것을 확인할 수 있다.

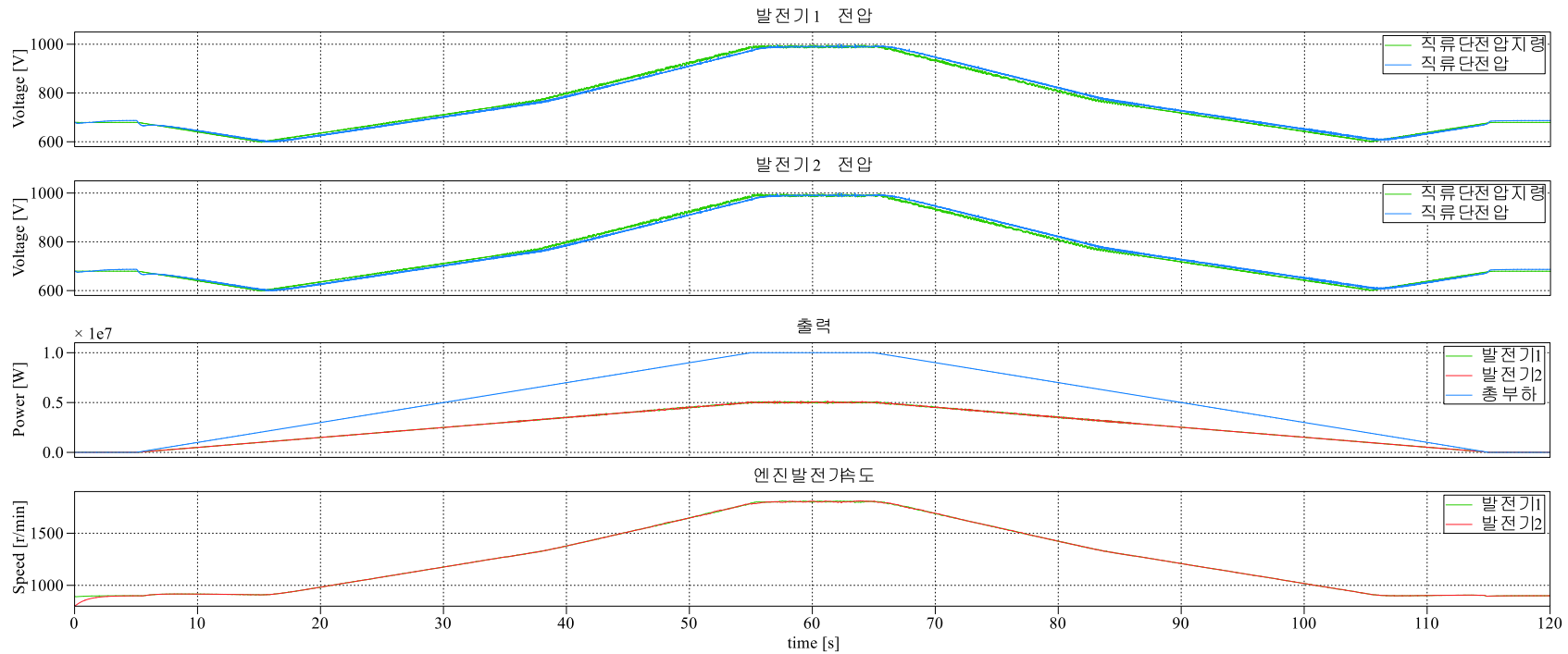


그림 4.18 PMS 시나리오 2 병렬 운전 시뮬레이션 결과

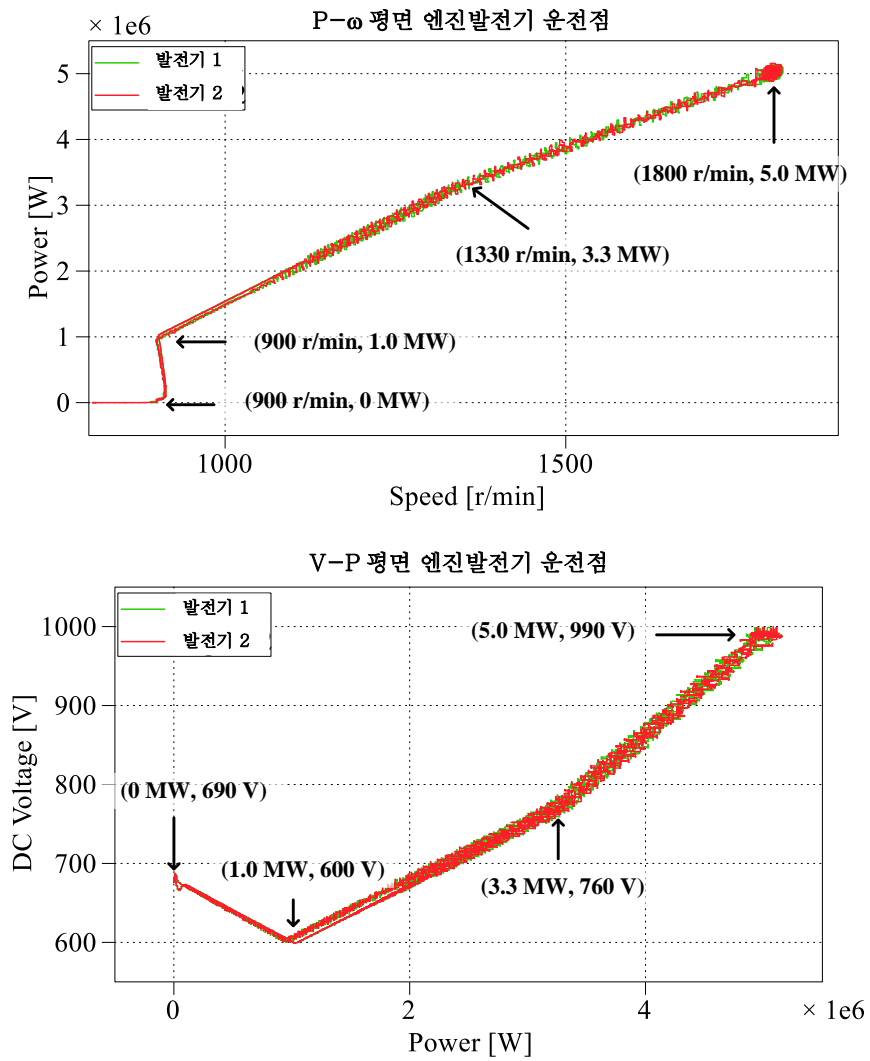


그림 4.19 PMS 시나리오 2 병렬 운전 시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면)

시나리오 3) Open bus-tie 운전 모드에서 Closed bus-tie 운전 모드로의 전환

시나리오 3은 open bus-tie 운전 모드에서 운전되던 전력 시스템을 closed bus-tie 운전 모드로 전환하는 PMS 기능에 해당한다. 그림 3.66의 시나리오를 따라 모드 전환 시뮬레이션을 수행한 결과는 그림 4.20, 그림 4.21과 같다. 그림 4.20은 시간에 대한 직류단 전압, 발전기 속도, 발전기 출력 및 배전반 부하량, 모드 전환 과정을 나타내며, 그림 4.21은 P- ω 평면, V-P 평면 상에서 두 발전기의 운전점 변화를 나타낸다. 발전기 1의 초기 부하 조건은 1 MW, 최적효율을 위한 초기 직류단 전압은 600 V이며, 발전기 2의 초기 부하 조건은 2.5 MW, 최적효율을 위한 초기 직류단 전압은 710 V 이다. $t = 30$ s 에서 모드 전환 지령이 인가되면 약 6 초 (30 초 ~ 35.7 초) 에 걸쳐 전압 동기화 과정이 완료되고 SSCB가 연결된다. SSCB를 연결한 후, 전압 동기화 과정에서 변동시켰던 전압지령을 서서히 초기화 시키면서 두 발전기의 드롭 커브를 일치화시키면 두 발전기는 $t = 43$ s 부근에서부터 부하를 1.75 MW 씩 균등하게 분담하게 된다.

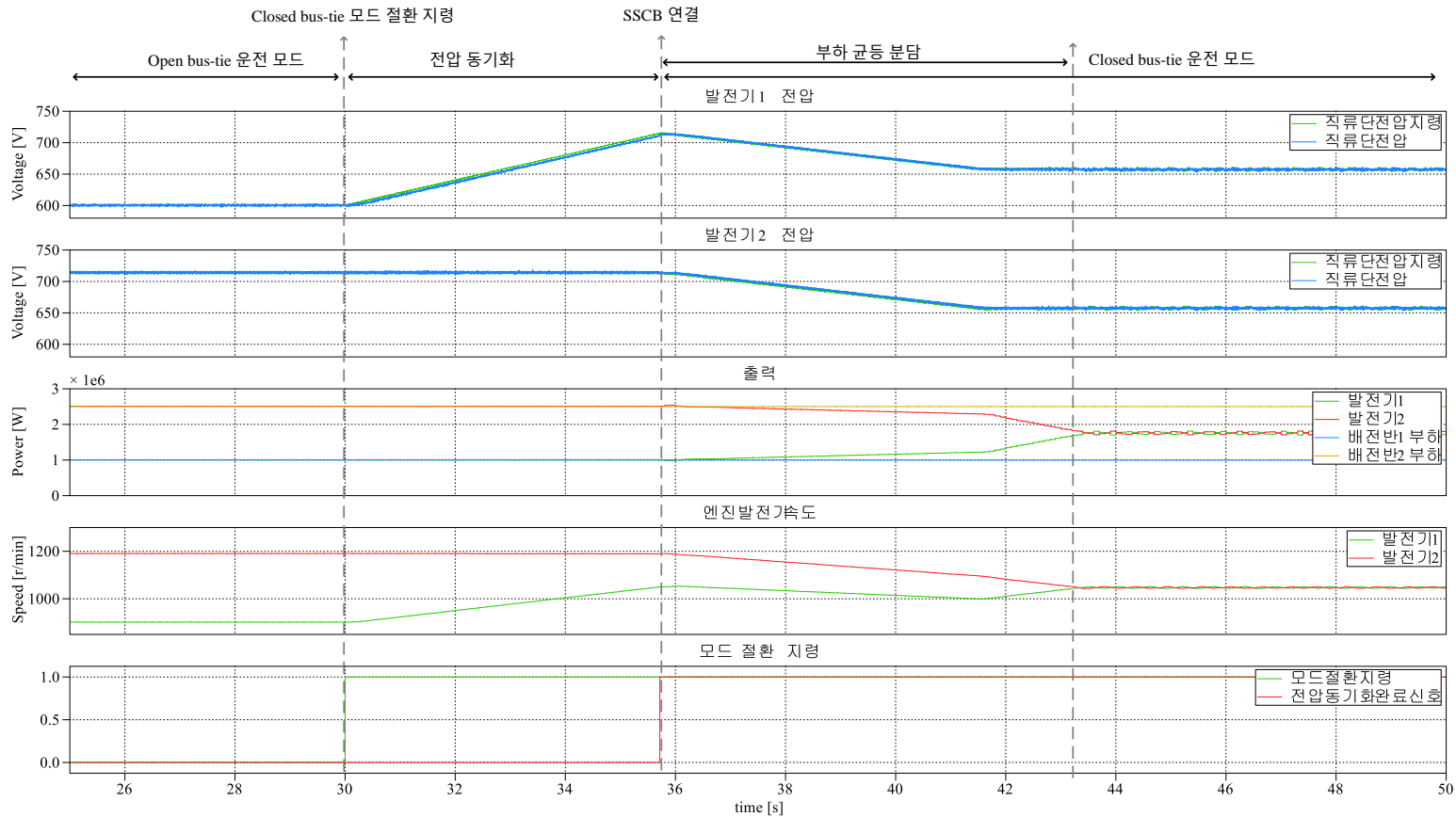


그림 4.20 Closed bus-tie 운전 모드에서 엔진발전기의 병렬 운전 시뮬레이션 결과

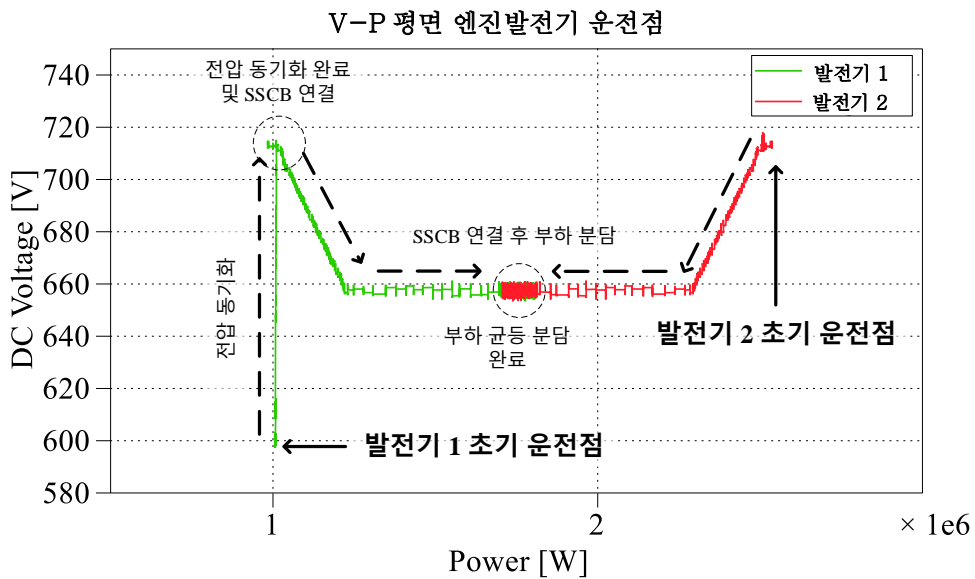
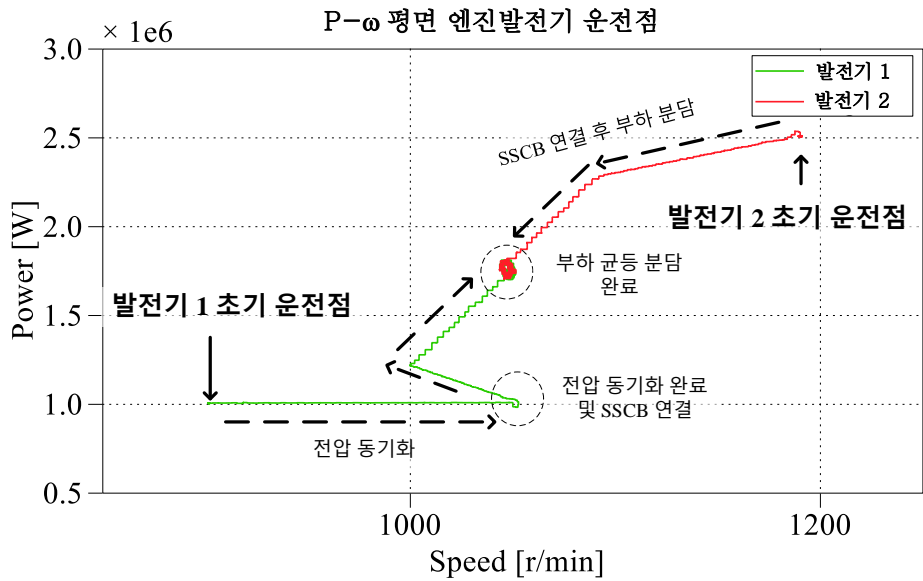


그림 4.21 Open bus-tie 운전 모드 → Closed bus-tie 운전 모드 전환시,
시뮬레이션 결과 (P- ω 평면, V-P 평면에서의 엔진발전기 운전점 변화)

제 5장 축소 실험

5.1 축소 실험 세트의 구성

본 장에서는 3 장 (그림 3.23)과 4 장 (그림 4.1)에서 제안한 선박용 DC 배전 시스템을 130 V_{DC}, 8 kW 급의 축소 실험 세트로 구성하여, 제안한 시스템에 대한 분석, 제어기 설계, 그리고 PMS 순서도 등의 타당성을 검증한다.

구성한 축소 실험 세트의 회로도는 그림 5.1과 같다. 2 배전반 (switchboard, SWBD) 구조로 축소 실험 세트를 구성하였으며, 발전부를 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 구성하였다. 발전기의 제정수를 고려하여 정격 직류단 전압은 130 V로 설정하였으며, 직류단 전압 변동 범위를 120 V (92.3 %) ~ 140 V (107.7 %) 로 제한하였다. 두 배전반 사이에는 1000 V, 100 A의 반도체 차단기(Solid State Circuit Breaker, SSCB)가 연결 되어 있다.

축소 실험 세트 회로에 사용된 기기들의 제정수는 표 5.1에 정리된 바와 같다. 엔진 모의를 위한 전동기로는 STAMFORD 社의 22 kW, 440 V, 60 Hz 동기 발전기를 사용하였으며, 배전반 1의 영구자석 발전기 1로는 4 kW, 2200 r/min의 표면부착형 영구자석 발전기를 사용하였고, 배전반 2의 영구자석 발전기 2로는 4 kW, 1500 r/min의 표면부착형 영구자석 발전기를 사용하였다. 영구자석 발전기들의 원래 정격 출력은 11 kW 이지만 축소 실험 세트의 다른 구성품들과 정격 출력을 맞추기 위하여 실험 세트에서의 정격 출력은 4 kW로 설정하였다. 표 5.1에서 볼 수 있듯이 발전기 1과 발전기 2의 인덕턴스는 각각 1.0 mH, 0.4 mH인데, 이를 per-unit 인덕턴스로 환산하면 32 %와 12 %로 표 3.2의 MW급 대형 영구자석 발전기의 인덕턴스 약 60 % 보다 0.5 배 이하의 낮은 인덕턴스를 가진다. 축소 실험 세트 영구자석 발전기의 per-unit 인덕턴스를 대형 영구자석 발전기와 어느 정도 맞추기 위하여 그림 5.1과 같이 발전기 외부에 인덕턴스를 추가로 1.5 mH 씩 설치하였으며, 외부 인덕턴스를 포함한 발전기들의 인덕턴스는 각각 2.5 mH (80 %), 1.9

mH (41 %)가 된다.

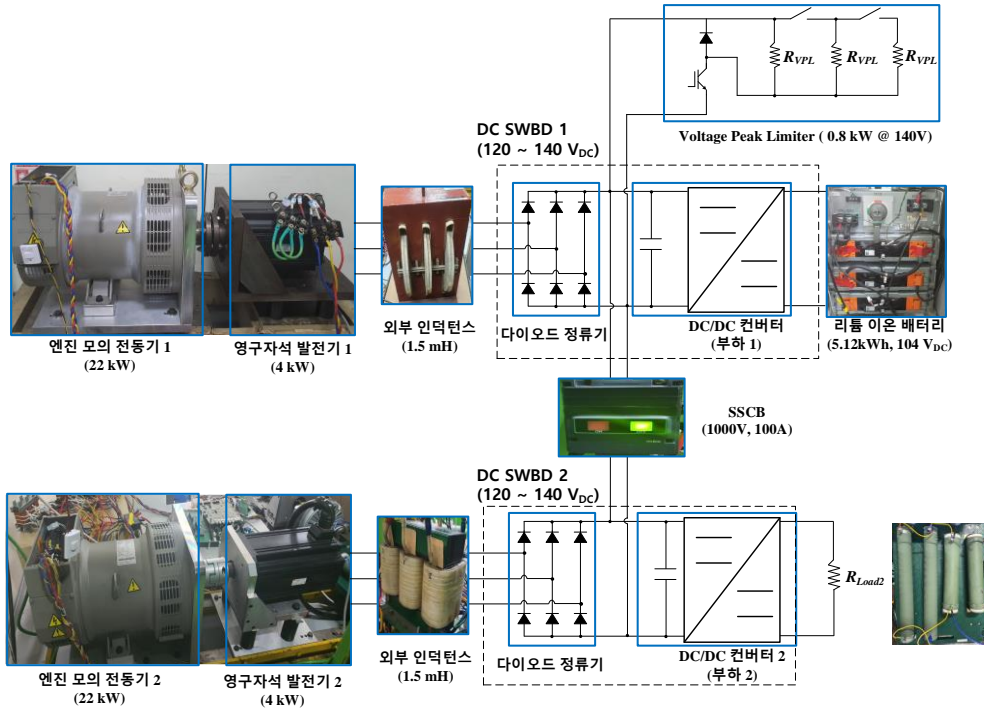


그림 5.1 축소 실험 세트 회로도 (3 장 - 직류단 전압 일정 시스템)

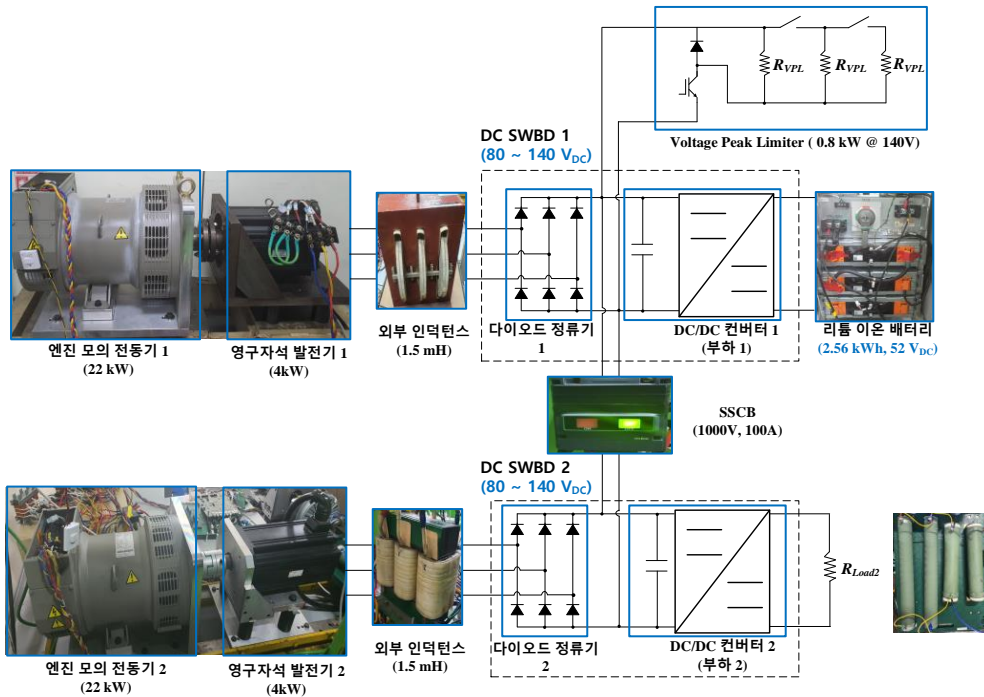


그림 5.2 축소 실험 세트 회로도 (4 장 - 직류단 전압 가변 시스템)

표 5.1 축소 실험 세트의 실험 장비 구성

구성품	용량 / 정격
엔진 모의 전동기 1 엔진 모의 전동기 2	22 kW 권선형 동기 전동기 모델명: STAMFORD PI144E 정격 속도: 1800 r/min 정격 전압: 440 V 극 수: 4 여자 회로 최대 전압/전류: 47 V / 1.9 A
영구자석 발전기 1	4 kW 표면부착형 영구자석 전동기 정격 속도: 2200 r/min 정격 전류: 22 A 극 수: 8 자속: 0.129 Vs 인덕턴스: 1.0 mH + 외부 1.5 mH (총 80 %)
영구자석 발전기 2	4 kW 표면부착형 영구자석 전동기 정격 속도: 1500 r/min 정격 전류: 22 A 극 수: 8 자속: 0.162 Vs 인덕턴스: 0.4 mH + 외부 1.5 mH (총 41 %)
다이오드 정류기 1 다이오드 정류기 2 DC/DC 컨버터 1 DC/DC 컨버터 2 Voltage Peak Limiter AVR 1 / AVR 2	자체 제작 파워 모듈 IPM 모델명: Mitsubishi PM75RL1A060 컨버터 직류단 캐패시터: 400 μ F
반도체 차단기 (SSCB)	자체 제작 SSCB 정격 전류: 100 A 정격 전압: 1000 V OC level 설정 가능
리튬 이온 배터리	모듈 모델: LG 화학 UPB4860 모듈 정격 용량: 2.56 kWh 모듈 정격 전압: 52 V _{DC} 모듈 연결 방법: 2 직렬

다이오드 정류기, 부하 제어용 DC/DC 컨버터, Voltage Peak Limiter,

AVR은 모두 Mitshubishi 社の IPM 모듈을 사용하여 제작한 동일한 파워 모듈로 구성하였으며, 각 컨버터의 직류단 캐패시터는 $400\ \mu\text{F}$ 이다. SSCB는 서울대학교 전력전자 연구실에서 자체 설계·제작한 $1000\ \text{V} / 100\ \text{A}$ 정격의 SSCB를 사용하였으며, 리튬 이온 배터리는 LG 화학의 UPB4860 모듈을 2 개 직렬하여 구성하였다. 배터리의 충방전 속도를 1 C-rate로 제한하면, 정격 출력은 $5.12\ \text{kW}$, 정격 전압은 $104\ \text{V}$, 정격 전류는 $50\ \text{A}$ 이다.

한 편, 그림 5.2는 직류단 전압을 대폭 가변하는 시스템인 3 장의 제안을 검증하기 위한 회로로 그림 5.1과 다른 점은 직류단 전압 범위와 배터리 모듈 개수이다. 직류단 전압 가변 시스템에서 직류단 전압 변동 범위는 $80\ \text{V} \sim 140\ \text{V}$ 로 설정하였으며, 배터리 모듈은 한 개만 사용하였다. 배터리 모듈을 하나만 사용한 이유는 벽 컨버터의 동작 원리 상 배터리 전압이 직류단 전압보다 높으면 배터리 전압이 직류단 측으로 정류되어 전압 제어가 불가능하기 때문이다. 전압 가변 시스템에서 최소 직류단 전압이 $80\ \text{V}$ 이므로, 그림 5.1의 배터리 모듈 2 개 중 하나를 떼어내면 배터리 정격 전압이 $52\ \text{V}$ 가 되어 배터리 전압이 언제나 직류단 전압보다 낮아진다.

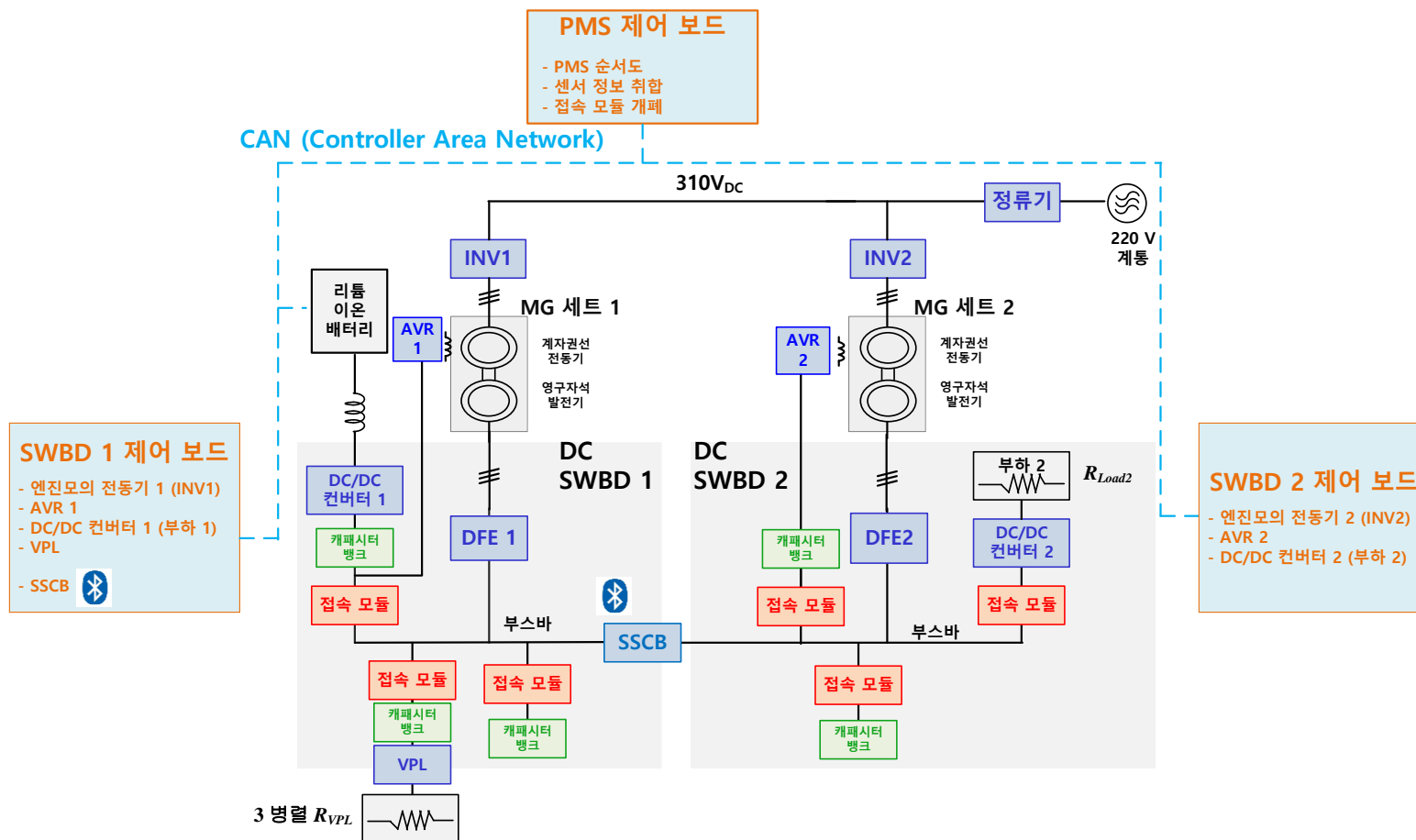


그림 5.3 축소 실험 세트 구성도

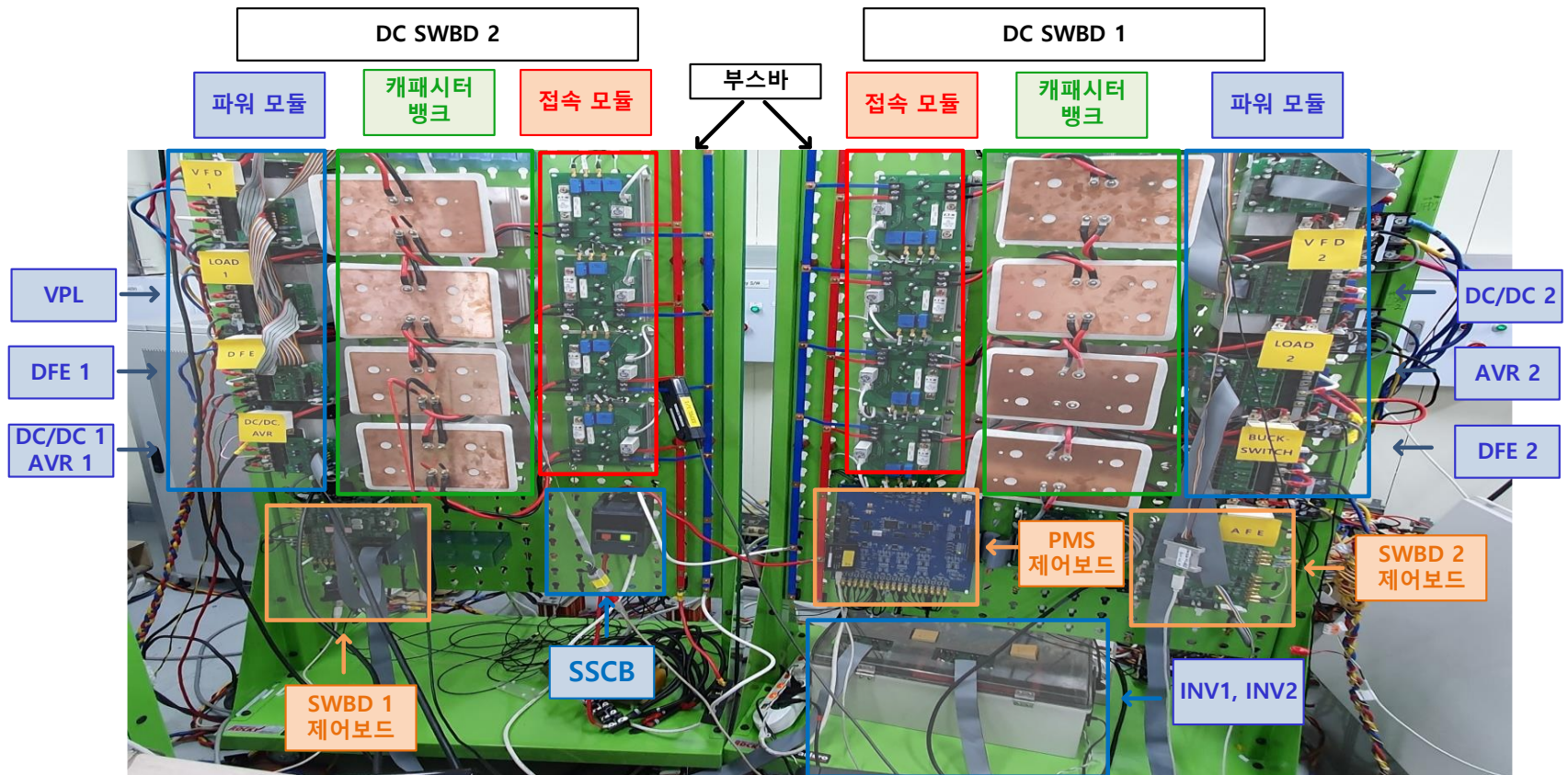


그림 5.4 축소 실험 세트 배전반 전체 사진

제어 보드와 통신 시스템까지 표시한 축소 실험 세트의 구성도는 그림 5.3과 같으며, 축소 실험 세트의 배전반 사진은 그림 5.4와 같다.

PMS 제어 보드의 DSP로는 TI 社의 TMS320F28335를 사용하였으며, PMS 제어 보드에는 3.5.4의 순서도로 표시한 알고리즘이 탑재되어 있다. 또한 PMS 제어 보드는 배전반 1과 배전반 2의 제어보드, 그리고 배터리 BMS (Battery Management System)와 CAN (Controller Area Network) 통신으로 연결되어 있다. PMS 제어 보드는 CAN 통신을 통해 수신한 전압, 전류, 배터리 SoC (State of Charge) 등의 정보를 바탕으로 PMS 순서도에 따라 SSCB와 접속 모듈을 개폐하거나 전력 기기들에게 명령을 내린다.

배전반 1과 배전반 2 제어보드의 DSP는 TI 社의 TMS320F28377을 사용하였으며, 배전반 제어보드들은 PMS 제어 보드의 지령에 따라 엔진 모의 전동기, 엔진 모의 전동기의 계자 전류 제어를 위한 AVR, 부하용 DC/DC 컨버터, Voltage Peak Limiter 를 제어한다. PMS 제어보드 구조 상 블루투스(bluetooth) 통신 설치가 불가능하여 SSCB 개폐 지령은 PMS 제어보드에서 배전반 1 제어보드로 전달된 후, 배전반 1 제어보드의 블루투스 통신을 통해 최종적으로 SSCB에게 전달된다.

그림 2.20에서 기술한 접속 모듈은 그림 5.5와 같이 제작하였다. 접속 모듈의 DC 릴레이는 PMS 제어보드의 지령에 따라 작동되어 접속 모듈 양 측의 DC 단을 연결시키거나 분리시킨다. 접속 모듈의 DC 릴레이는 정격 전압과 정격 전류가 각각 450 V, 50 A인 EVR-50 모델을 사용하였으며, 전압, 전류 센서는 LEM 社의 LV25-P, LAH50-P 모델을 사용하였다. 또한 접속 모듈에는 2 단계 보호 계전을 담당하는 반도체 퓨즈가 포함되어 있는데 반도체 퓨즈는 EATON 社의 CHSF 50 A 모델을 사용하였다.

다이오드 정류기, DC/DC 컨버터, AVR, VPL은 제작의 편리함을 위하여 하나의 파워 스택 모델로 제작하였으며, 제작한 파워 스택의 사진과 구성은 그림 5.6과 같다. IPM 은 Mitsubishi 社의 600 V 100 A six-pack 모듈인 PM75RL1A060 모델을 사용하였으며, IPM의 스위칭 동작은 배전반 제어보드가 제어한다. 센서 보드의 전압, 전류 센서는 LEM 社의

LV25-P, LA 55-P 모델을 사용하였다. 또한 파워 모듈의 직류단에 연결되는 캐패시터 뱅크는 ELECTRONICON 社의 E62.L14-204G10 (700 V / 200 μ F) 을 두 개 병렬하여 400 μ F의 캐패시턴스를 가지도록 설계하였다.

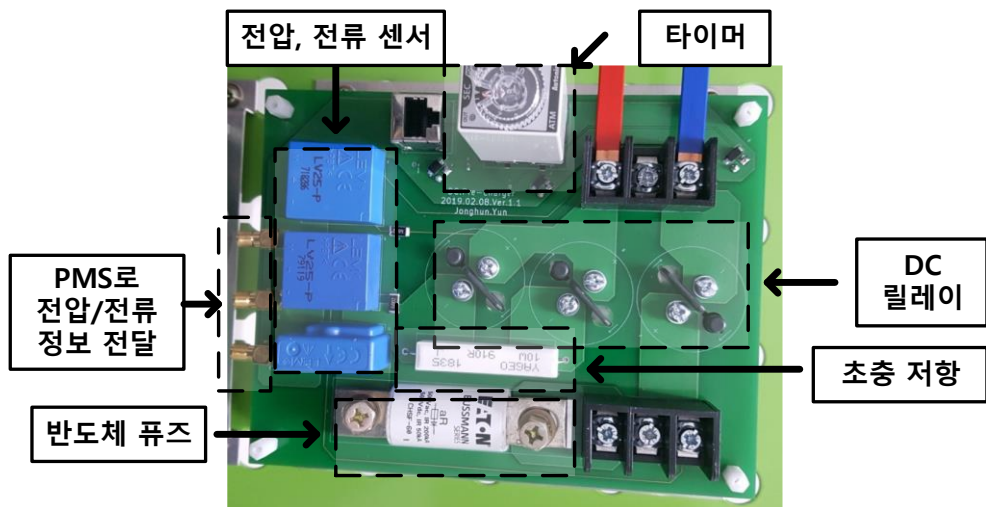


그림 5.5 접속 모듈 사진 및 구성

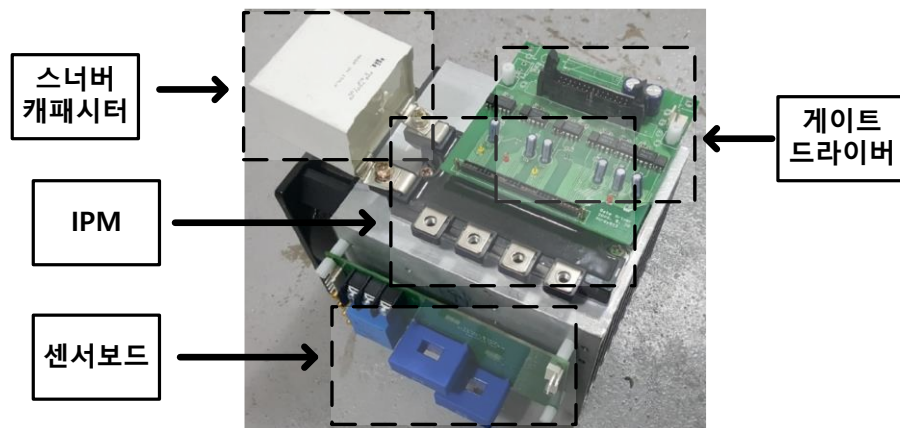


그림 5.6 파워 스택 사진 및 구성

5.2 축소 실험 결과

5.2.1 직류단 전압 일정 시스템 (120 V ~ 140 V)

표 5.1의 축소 실험 세트 발전기 제정수를 바탕으로 시뮬레이션을 수행하면, 배전반 1의 영구자석 발전기 1과 배전반 2의 영구자석 발전기 2의 운전 가능 영역 (직류단 전압이 120 V ~ 140 V에 해당하는 운전 영역)을 그림 5.7과 같이 구할 수 있다.

먼저 그림 5.7 (a)는 per-unit 인덕턴스가 80 %인 배전반 1의 영구자석 발전기 1의 운전 가능 영역을 나타낸다. 그림 3.20과 같이 엔진발전기의 최저 속도가 70 %로 제한된다고 가정하였을 때, 제안한 시스템의 영구자석 발전기는 P- ω 평면 상의 운전 가능 영역에서 빨간색 점선을 따라 운전되어야 준최적효율 운전이 가능하다. 이에 해당하는 운전점을 V-P 평면 상에서도 빨간색 점선으로 나타냈으며, 전압 제어기 (그림 3.57)의 전압 지령은 이 테이블에 의하여 정해진다. P- ω 평면에 나타난 연비 지도에서 확인할 수 있듯이, 제시한 발전기의 운전점은 대부분의 부하 조건에서 엔진의 최적효율 운전점과 가깝다. 또한 V-P 평면으로 환산한 연비 지도는 같은 부하율이라면 가능한 저전압으로 제어할수록 엔진발전기의 효율이 높다는 것을 보여준다. 이는 P- ω 평면 상에서 같은 부하율이라면 가능한 엔진을 저속 (고토크) 으로 제어해야 엔진발전기의 효율이 높은 것과 같은 원리이다.

다음으로, per-unit 인덕턴스가 41 %인 배전반 2의 영구자석 발전기 2의 운전 가능 영역은 그림 5.7 (b)에 나타내었다. Per-unit 인덕턴스가 작은 경우에는 3장에서 분석한 바와 같이 제안한 시스템의 가변속 범위가 좁기 때문에, 엔진의 최저 속도가 80 %로 제한되는 경우를 가정하여 엔진의 최적효율 운전점을 선정하였다. (50 Hz ~ 60Hz 범용 발전기용 엔진의 경우, 추가적인 특별한 설계가 없다면 최저 속도 제한이 80 %이다.) 그 결과, P- ω 평면의 연비 지도에서 확인할 수 있듯이 제안한 시스템으로도 대부분의 부하율에서 최적효율 운전이 가능하였다. 본 절에서는 그림 5.7의 최적효율점을 따라 발전기들을 운전한다.

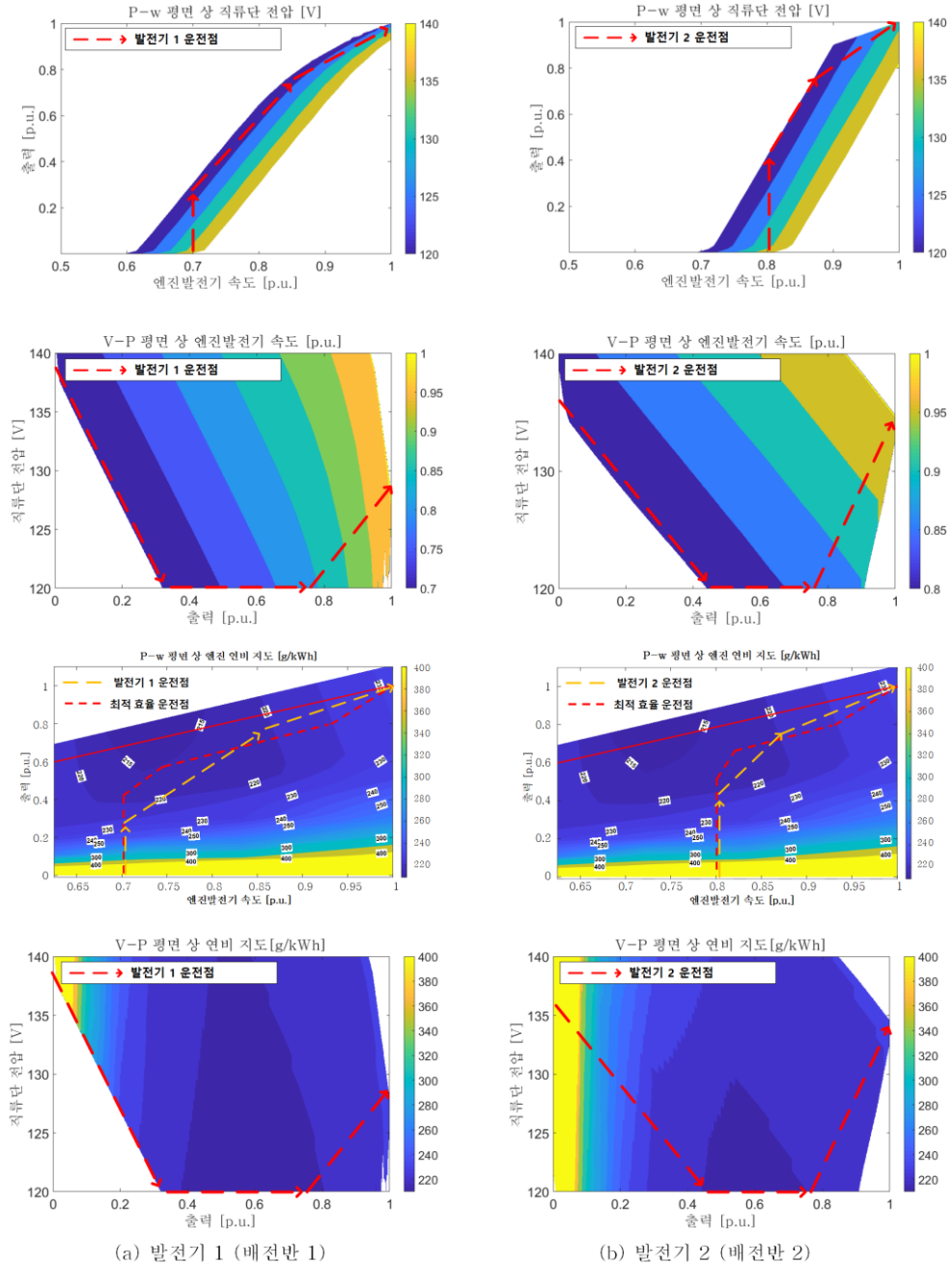


그림 5.7 축소 실험 세트 발전기의 운전 가능 영역 및 운전점 설정 (직류단 전압 일정 시스템)

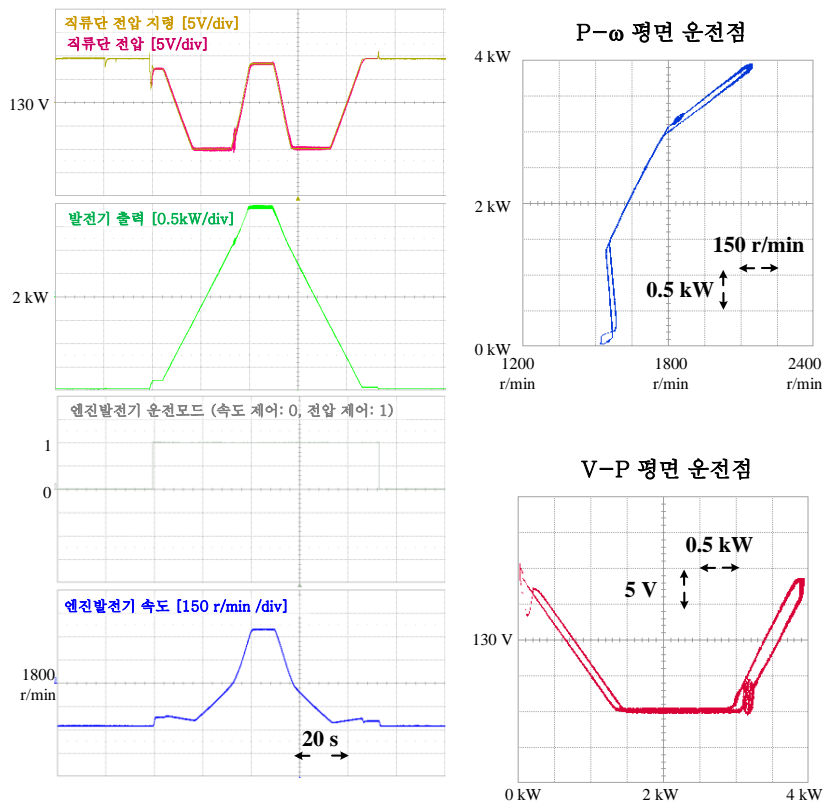
PMS 운전 시나리오 1) open bus-tie 운전 모드

발전기들이 각각 단일 운전하는 PMS 운전 시나리오 1 (open bus-tie 운전 모드)의 실험 결과는 그림 5.8과 같다. 부하 기울기는 100 W/s (2.5 %/s) 로 설정하였으며, 무부하에서 정격부하 4 kW 까지 증가한 후 다시 감소하는 부하 조건을 가정하였다.

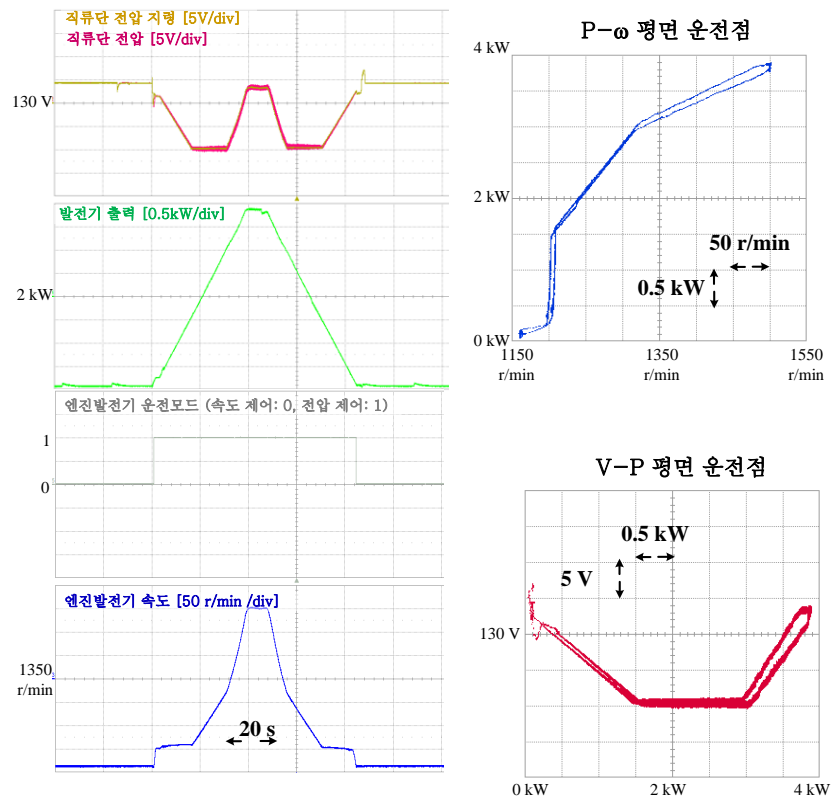
그림 5.8 (a) 는 배전반 1의 발전기 1의 단일 운전 실험 결과로, 그림 3.62의 PMS 순서도에 따라 발전기가 설정된 최저 속도 (2200 r/min 의 70 %인 1540 r/min) 로 기동된 후의 실험 파형이다. 먼저, 부하 컨버터와 캐패시터 뱅크를 배전반에 연결시키기 위하여 접속 박스들을 연결 시키는데, 이로 인해 부하 변동 전에 수 초 동안 전압이 140 V에서 약 138 V로 떨어지는 것을 확인할 수 있다.

발전기 1은 기본적으로 시뮬레이션 결과에 기반하여 설정한 그림 5.7 (a)의 V-P 테이블에 따라 제어되는데, 권선 저항과 자속 포화 등으로 인한 오차가 있기 때문에 실험 과정에서 V-P 테이블을 약간 조정하였다. 그 결과, 그림 5.8 (a)에서 볼 수 있듯이 무부하 (0 %) 에서 약 140 V, 1.3 kW (33 %) ~ 3 kW (75 %) 에서 약 120 V, 정격 부하에서 약 138 V로 전압이 제어된다. 이 때 P- ω 평면 상에서의 발전기 운전점은 무부하 (0 %) ~ 1.3 kW (33 %) 까지 1540 r/min (70 %), 3 kW (75 %)에서 1830 r/min (83 %), 정격 출력 (100 %) 에서 2200 r/min (100 %) 으로, 그림 5.7 (a)에서 설계한 바와 같이 가변속 범위 30 % 내에서 엔진의 최적효율 운전점과 가깝게 운전된다.

그림 5.8 (b)는 배전반 2의 발전기 2의 단일 운전 실험 결과이다. 그림 5.7 (b)의 V-P 테이블을 기반으로 전압을 제어하였을 시, P- ω 평면 상에서의 발전기 운전점은 무부하에서 1200 r/min (80 %), 1.6 kW (40 %)에서 1200 r/min (80 %), 3 kW (75 %)에서 1320 r/min (88 %), 정격 부하에서 1500 r/min (100 %)으로, 그림 5.7 (b)에서 설계한 바와 같이 가변속 범위 20 % 내에서 엔진의 최적효율 운전점과 가깝게 운전된다.



(a) 발전기 1 (배전반 1)



(b) 발전기 2 (배전반 2)

그림 5.8 PMS 운전 시나리오 1(발전기 단일 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템

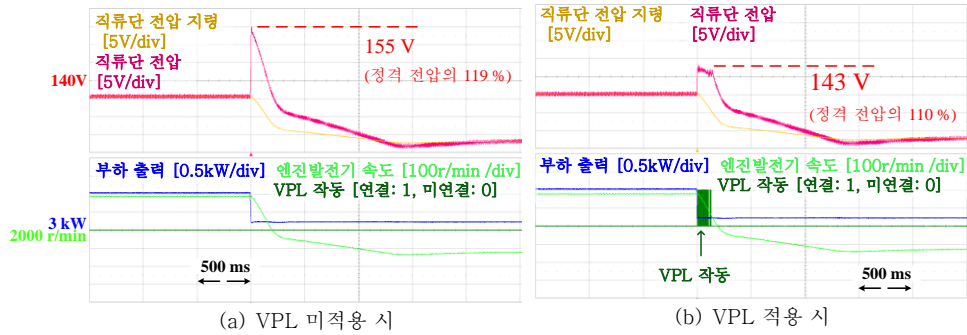


그림 5.9 발전기 1 단일 운전 중 부하 계단 탈락 시 VPL 적용 유무에 따른 전압 변동

그림 5.9는 VPL의 기능을 보여주기 위한 실험 결과이며, open bus-tie 운전 모드에서 배전반 1의 부하가 4 kW 인 초기 조건을 상정하였다. 초기 조건에 따라 발전기 1이 정격 부하를 출력하고 있으며 앞서 설정한 V-P 테이블에 따라 직류단 전압은 136 V로 제어되고 있다. 이 때, 0.8 kW (800 W)의 부하가 계단 탈락되면 그림 5.9 (a)와 같이 수십 ms 내에 직류단 전압은 155 V (정격 전압의 119 %) 로 증가하여 과전압 사고가 발생한다. 앞서 설명한 바와 같이 DC 배전 시스템에서 허용되는 직류단 전압의 최대값은 정격 전압의 110 % 이므로 이러한 과전압은 VPL 혹은 ESS를 통하여 억제되어야 한다.

그림 5.9 (b)는 VPL을 적용하였을 때의 실험 결과를 나타낸다. VPL 은 그림 3.50와 같이 동작하도록 설계하였으며, VPL 저항이 투입되는 전압 조건은 142 V, VPL 저항이 연결 해제되는 전압 조건은 140 V 로 설정하였다. VPL을 적용한 결과, 부하 탈락 시에도 직류단 전압이 110 % 미만에서 제어되는 것을 확인할 수 있다.

PMS 운전 시나리오 2) closed bus-tie 운전

발전기들을 병렬 운전하는 PMS 운전 시나리오 2 (closed bus-tie 운전 모드)의 실험 결과는 그림 5.10과 같으며, 그림 3.63의 PMS 순서도에 따라 병렬 발전기, 두 배전반의 부하들이 모두 연결된 조건을 초기 조건으로 상정하였다. 부하 기울기는 200 W/s (8 kW 기준 2.5 %/s) 로 설정하였으며, 무부하에서 정격부하 8 kW 까지 증가한 후 다시 감소하는 부하 조건을 가정하였다.

발전기가 병렬 운전될 때 두 발전기가 부하를 균일하게 분담 (발전기의 부하율이 같게) 하기 위해서는 발전기들이 동일한 V-P 드롭 커브 위에서 운전되어야 한다. 그런데, 그림 5.7 (a), (b)에서 볼 수 있듯이 최적효율 운전을 위한 발전기 1과 발전기 2의 V-P 테이블은 서로 다르기 때문에, 각 발전기에 이 V-P 테이블을 그대로 적용하면 발전기의 부하 분담이 균일하게 이루어지지 않는다. 따라서 병렬 운전 시에는 그림 3.58과 같이 두 발전기 모두가 운전될 수 있는 V-P 평면 내의 운전점 내에서 최적 테이블을 따로 설정하여야 한다. 본 실험 세트의 경우 병렬 운전시의 V-P 테이블을 0 kW (0 %) 에서 140 V, 1.6 kW (40 %) ~ 3 kW (75 %) 까지 120 V, 4 kW (100 %)에서 138 V로 설정하였고 그림 5.10에서 이 테이블을 따라 발전기들이 병렬 운전하는 것을 확인할 수 있다.

실험 결과로부터 발전기 1과 발전기 2가 전 부하 영역에서 단일 운전 시의 최적효율 운전점들과 거의 비슷한 운전점을 따라 운전되며, 발전기 간의 부하 분담 또한 잘 이루어지고 있는 것을 확인할 수 있다. 단, 앞서 기술한 병렬 운전 시의 V-P 테이블 조정으로 인해 발전기 2가 경부하에서 최저속도 1200 r/min (80%) 보다 조금 높은 속도 1250 r/min (83%) 부근에서 운전되는 것을 알 수 있는데, 이로부터 최적효율을 위한 V-P 테이블 혹은 제정수가 상이한 발전기들이 병렬 운전 될 때에는 일부 부하 구간에서 일부 엔진발전기 효율이 (단일 운전의 경우보다) 다소 떨어질 수 있음을 알 수 있다.

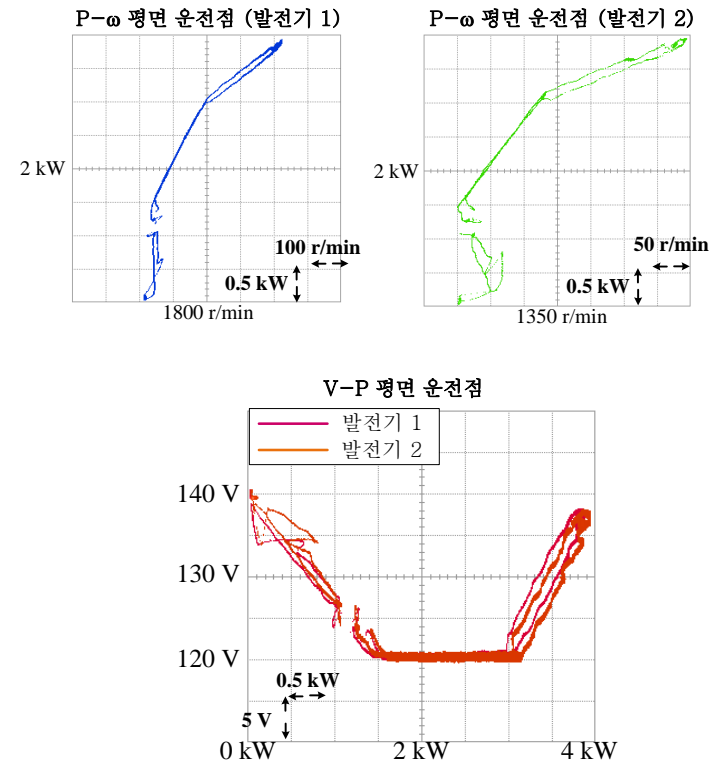
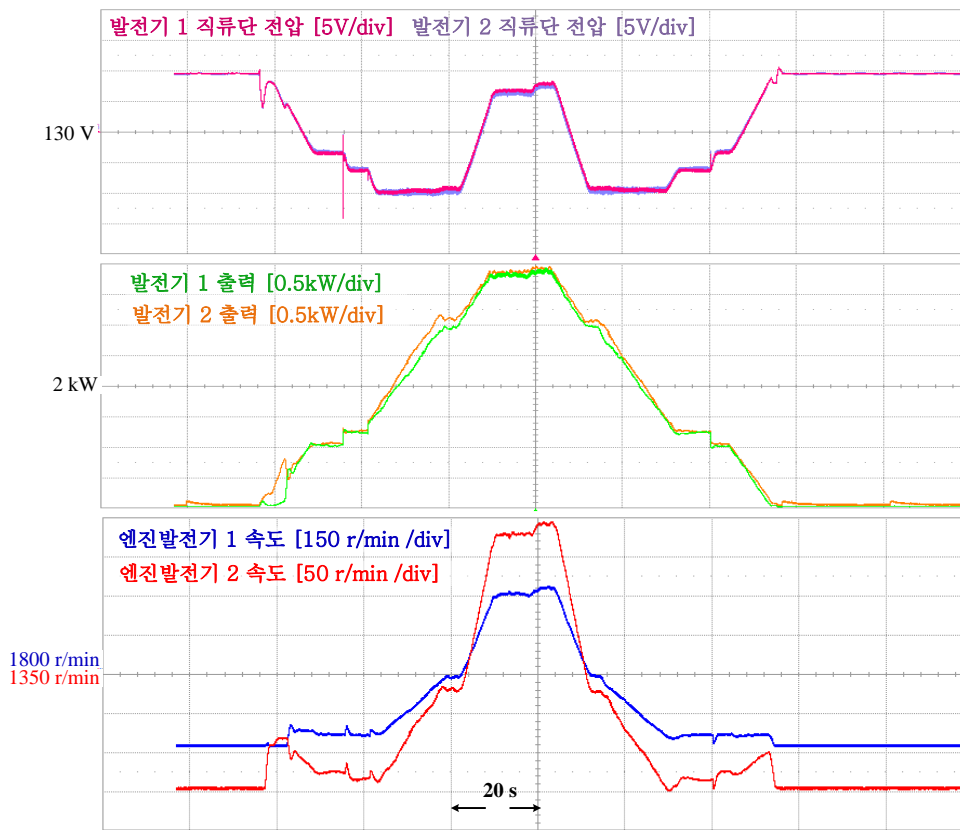


그림 5.10 PMS 운전 시나리오 2 (발전기 병렬 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템

PMS 운전 시나리오 3) open bus-tie → closed bus-tie 전환

Open bus-tie 모드에서 closed bus-tie 모드로 전환하는 PMS 운전 시나리오 3의 실험 결과는 그림 5.11과 같다. 모드 전환 전의 초기 조건으로는 배전반 1의 부하는 약 2 kW, 배전반 2는 무부하인 상황을 상정하였다. 이러한 초기 조건에서 발전기 1은 그림 5.7 (a)의 V-P 테이블에 따라 부하 2 kW에서 120 V로 제어되고 있으며, 발전기 2는 그림 5.7 (b)의 V-P 테이블에 따라 부하 0 kW에서 140 V로 제어되고 있다. 모드 전환 시의 PMS 순서도는 그림 3.66에 나타난 바와 같다.

모드 전환 지령이 내려오면 먼저 발전기들의 V-P 테이블이 앞서 언급한 병렬 운전을 위한 V-P 테이블로 변경된다 (그림 5.11에 ‘1. V-P 테이블 일치화’로 표시). 그림 5.11의 경우, 주어진 초기 조건에서 단일 운전 시의 V-P 테이블과 변경된 V-P 테이블의 전압 지령이 서로 같기 때문에 이 과정에서 발전기들의 운전점이 변경되지는 않는다.

다음으로, 양 측 배전반의 전압이 다를 때 SSCB를 연결시키면 과전류에 의해 SSCB가 즉시 차단되므로 SSCB를 연결하기에 앞서 배전반들의 전압을 동기화하여야 한다 (그림 5.11에 ‘2. 전압 동기화’로 표시). 전압 동기화 과정에서 배전반 1의 직류단 전압이 120 V에서 140 V 까지 서서히 증가하며, 이 때 발전기 1의 속도도 함께 증가하는 것을 확인할 수 있다. 그리고 직류단 전압이 동기화된 이후 SSCB를 연결한다 (그림 5.11에 ‘3. SSCB 연결’로 표시).

SSCB가 연결된 후에도 두 발전기의 부하가 수 초 동안 부하를 불균등하게 분담하고 있는 것을 확인할 수 있는데, 이는 제어기의 V-P 테이블 입력으로 각 발전기의 출력 파워가 사용되고 있기 때문이다. V-P 테이블의 입력을 PMS로부터 송신한 두 발전기의 평균 부하로 설정하면 두 발전기가 부하를 균등하게 분담하게 된다. (그림 5.11에 ‘4. 부하 균등 분담’으로 표시)

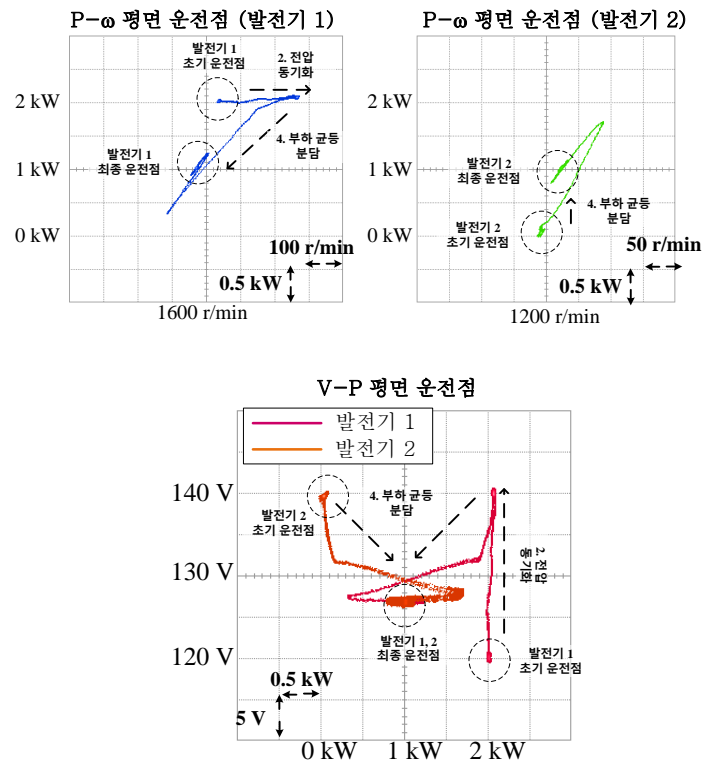
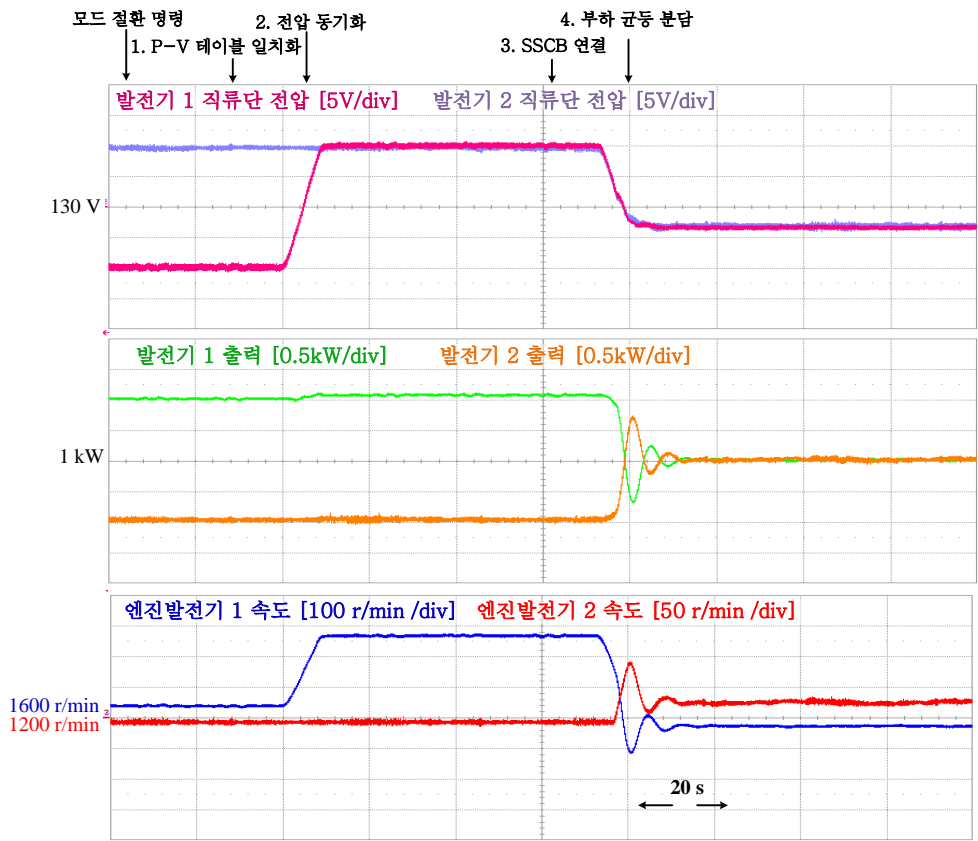


그림 5.11 PMS 운전 시나리오 3 (open bus-tie 모드 → closed bus-tie 모드 전환) 실험 결과 - 직류단 전압 일정 시스템

5.2.2 직류단 전압 가변 시스템 (80 V ~ 140 V)

4 장에서 제안한 직류단 가변 시스템에서의 영구자석 발전기 1과 영구자석 발전기 2의 운전 가능 영역 (직류단 전압이 80 V ~ 140 V에 해당하는 운전 영역)은 시뮬레이션을 통해 그림 5.12와 같이 구할 수 있다. 직류단 전압 가변 시스템의 장점을 극대화 시키기 위하여 엔진의 최저 운전 속도가 50 % 로 제한된다고 가정하였다.

먼저 그림 5.12 (a)는 per-unit 인덕턴스가 80 %인 배전반 1의 영구자석 발전기 1의 운전 가능 영역을 나타낸다. 제안한 시스템의 영구자석 발전기는 $P-\omega$ 평면 상의 운전 가능 영역에서 빨간색 점선을 따라 운전되어야 최적효율 운전이 가능하다. 이에 해당하는 운전점을 $V-P$ 평면 상에서도 빨간색 점선으로 나타냈으며, 전압 제어기 (그림 4.14)의 전압 지령은 이 테이블에 의해 정해진다. 제시한 운전점을 따라 엔진발전기를 운전하면, $P-\omega$ 평면의 연비 지도에서 확인할 수 있듯이 대부분의 부하 조건에서 엔진의 최적효율 운전점과 가까운 운전점에서 엔진발전기를 운용할 수 있다. 또한 $V-P$ 평면으로 환산한 연비 지도에서 확인할 수 있듯이, 같은 부하율이라면 보통 낮은 전압으로 제어할수록 엔진발전기의 효율이 높다.

Per-unit 인덕턴스가 41 %인 영구자석 발전기 2의 운전 가능 영역을 그림 5.12 (b)에 나타내었다. 발전기 2는 직류단 전압이 일정한 시스템에서는 그림 5.7 (b)와 같이 가변속 범위 20 % 이내에서만 엔진의 최적효율 운전이 가능하였다. 하지만, 제안한 직류단 전압 가변 시스템에서는 인덕턴스가 낮을 때에도 50 % ~ 100 % 의 폭넓은 가변속 범위에서도 엔진이 거의 최적효율 운전될 수 있다. 본 절에서는 그림 5.12의 최적효율점을 따라 엔진발전기들을 운전한다.

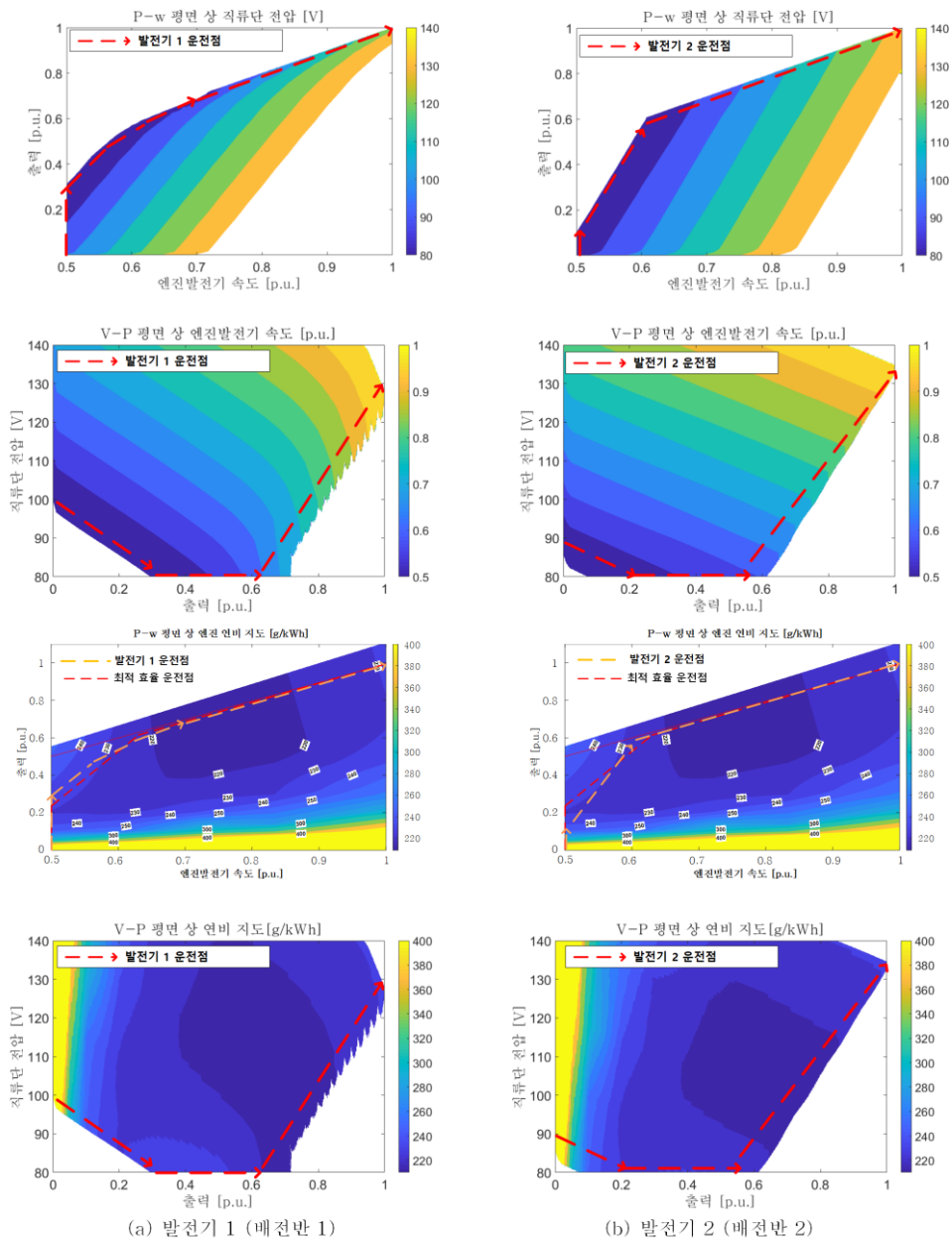


그림 5.12 축소 실험 세트 발전기의 운전 가능 영역 및 운전점 설정 (직류단 전압 가변 시스템)

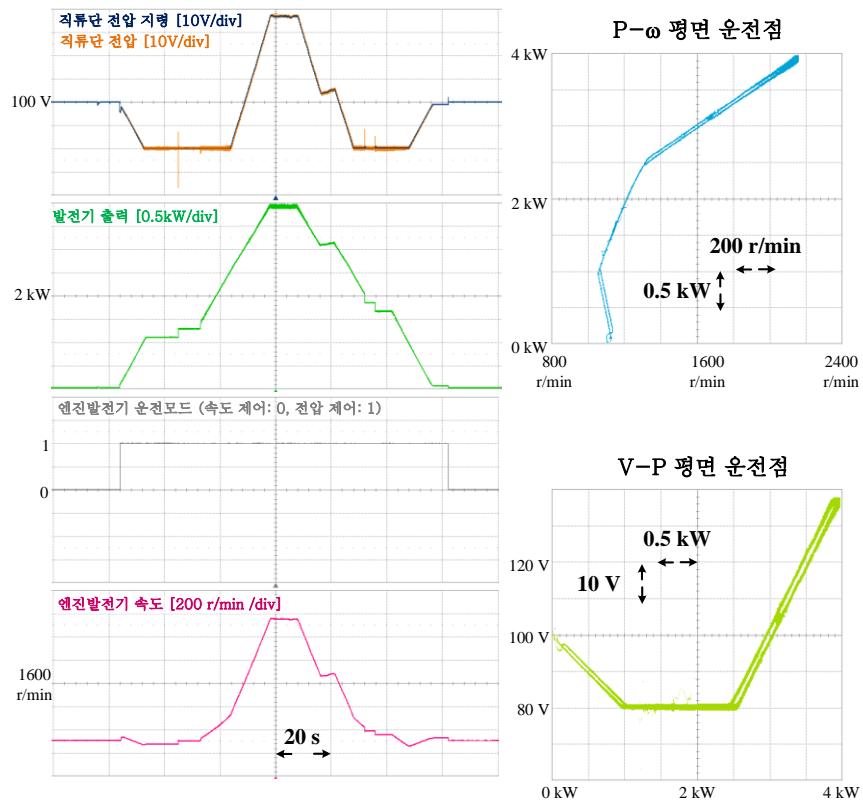
PMS 운전 시나리오 1) open bus-tie 운전

발전기들이 각각 단일 운전하는 PMS 운전 시나리오 1 (open bus-tie 운전 모드)의 실험 결과는 그림 5.13과 같다. 부하 기울기는 100 W/s (2.5 %/s) 로 설정하였으며, 무부하에서 정격부하 4 kW 까지 증가한 후 다시 감소하는 부하 조건을 가정하였다.

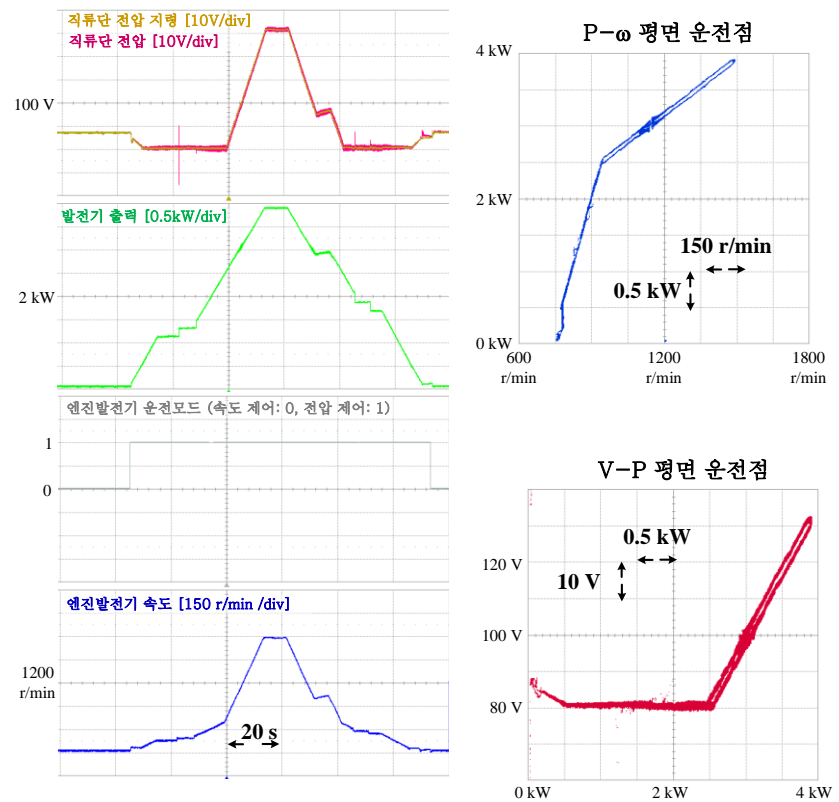
그림 5.13 (a)는 배전반 1의 발전기 1의 단일 운전 실험 결과로, 그림 3.62의 PMS 순서도에 따라 발전기가 설정된 최저 속도 (2200 r/min 의 50 %인 1100 r/min) 로 기동된 후의 실험 파형이다.

발전기 1은 기본적으로 시뮬레이션 결과에 기반하여 설정한 그림 5.12 (a)의 V-P 테이블에 따라 제어되는데, 권선 저항과 자속 포화 등으로 인한 오차가 있기 때문에 실험 과정에서 V-P 테이블을 약간 조정하였다. 그 결과, 그림 5.13 (a)에서 볼 수 있듯이 무부하 (0 %) 에서 약 100 V, 1.0 kW (25 %) ~ 2.5 kW (63 %)까지 약 80 V, 정격 부하 (100 %)에서 약 138 V 로 전압이 제어된다. 이 때 P- ω 평면 상에서의 발전기 운전점은 무부하 (0 %) ~ 1.3 kW (33 %) 까지 약 1100 r/min (50 %), 2.5 kW (63 %)에서 1300 r/min (60 %), 정격 출력 (100 %) 에서 2200 r/min (100 %) 으로 그림 5.12 (a)에서 설계한 바와 같이 가변속 범위 50 % 내에서 엔진의 최적효율 운전점과 가깝게 운전된다.

그림 5.13 (b)는 배전반 2의 발전기 2의 단일 운전 실험 결과이다. 그림 5.12 (b)의 V-P 테이블을 기반으로 전압을 제어하였을 시, P- ω 평면 상에서의 발전기 운전점은 무부하 (0 %) 에서 1200 r/min (80 %), 1.6 kW (40 %)에서 1200 r/min (80 %), 3 kW (75%)에서 1320 r/min (88%), 정격 부하에서 1500 r/min (100 %)으로, 그림 5.12 (b)에서 설계한 바와 같이 가변속 범위 50 % 내에서 엔진의 최적효율 운전점과 가깝게 운전된다.



(a) 발전기 1 (배전반 1)



(b) 발전기 2 (배전반 2)

그림 5.13 PMS 운전 시나리오 1 (발전기 단일 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템

PMS 운전 시나리오 2) closed bus-tie 운전

발전기들을 병렬 운전하는 PMS 운전 시나리오 2 (closed bus-tie 운전 모드)의 실험 결과는 그림 5.14와 같다. 본 실험에서 시스템 복전은 그림 3.63에 나타난 PMS 운전 시나리오 2의 순서도를 따랐다. 부하 기울기는 200 W/s (8 kW 기준 2.5 %/s) 로 설정하였으며, 무부하에서 정격부하 8 kW 까지 증가한 후 다시 감소하는 부하 조건을 가정하였다. 5.2.1절에서 기술한 바와 같이 발전기가 병렬 운전될 때 두 발전기가 부하를 균일하게 분담하기 위해서는 발전기들이 동일한 V-P 드롭 커브 위에서 운전되어야 한다. 직류단 전압 가변 시스템의 경우 발전기 2의 V-P 평면상의 운전 가능 영역이 발전기 1 보다 넓기 때문에 (그림 5.12), 병렬 운전시 두 발전기에 적용되는 V-P 테이블은 그림 5.12 (a)의 발전기 1의 V-P 테이블과 동일하게 설정하였다.

그림 5.14에서 closed bus-tie 모드로 복전이 시작되면 발전기 1이 먼저 기동되며, V-P 테이블의 무부하 조건에 따라 이 때의 직류단 전압은 100 V로 제어된다. 그리고 배전반 1의 접속 박스들을 모두 연결하여 캐패시터들을 충전한 후 SSCB를 연결한다. 그리고 발전기 2 또한 기동한 후, 배전반 2의 접속박스들을 연결하여 부하 투입 준비를 마친다.

부하 변동 실험 결과로부터 발전기 1과 발전기 2가 전 부하 영역에서 단일 운전 시의 최적효율 운전점들과 거의 비슷한 운전점을 따라 운전되며, 발전기 간의 부하 분담 또한 잘 이루어지고 있는 것을 확인할 수 있다. 단, 앞서 기술한 바와 같이 병렬 운전 시의 V-P 테이블을 발전기 1 단일 운전 시의 테이블로 적용하였기 때문에, 발전기 1은 병렬 운전 시에도 단일 운전과 같은 운전점을 따라 최적효율 운전이 가능하지만, 발전기 2의 경우에는 병렬 운전 시 특정 부하 구간에서 단일 운전보다 엔진발전기 효율이 조금 떨어진다. 예를 들어 발전기 2는 단일 운전 시 무부하에서의 발전기 속도가 그림 5.13 (b)와 같이 약 750 r/min (50 %)인데, 병렬 운전 시 무부하 속도는 약 900 r/min (60%) 이다.

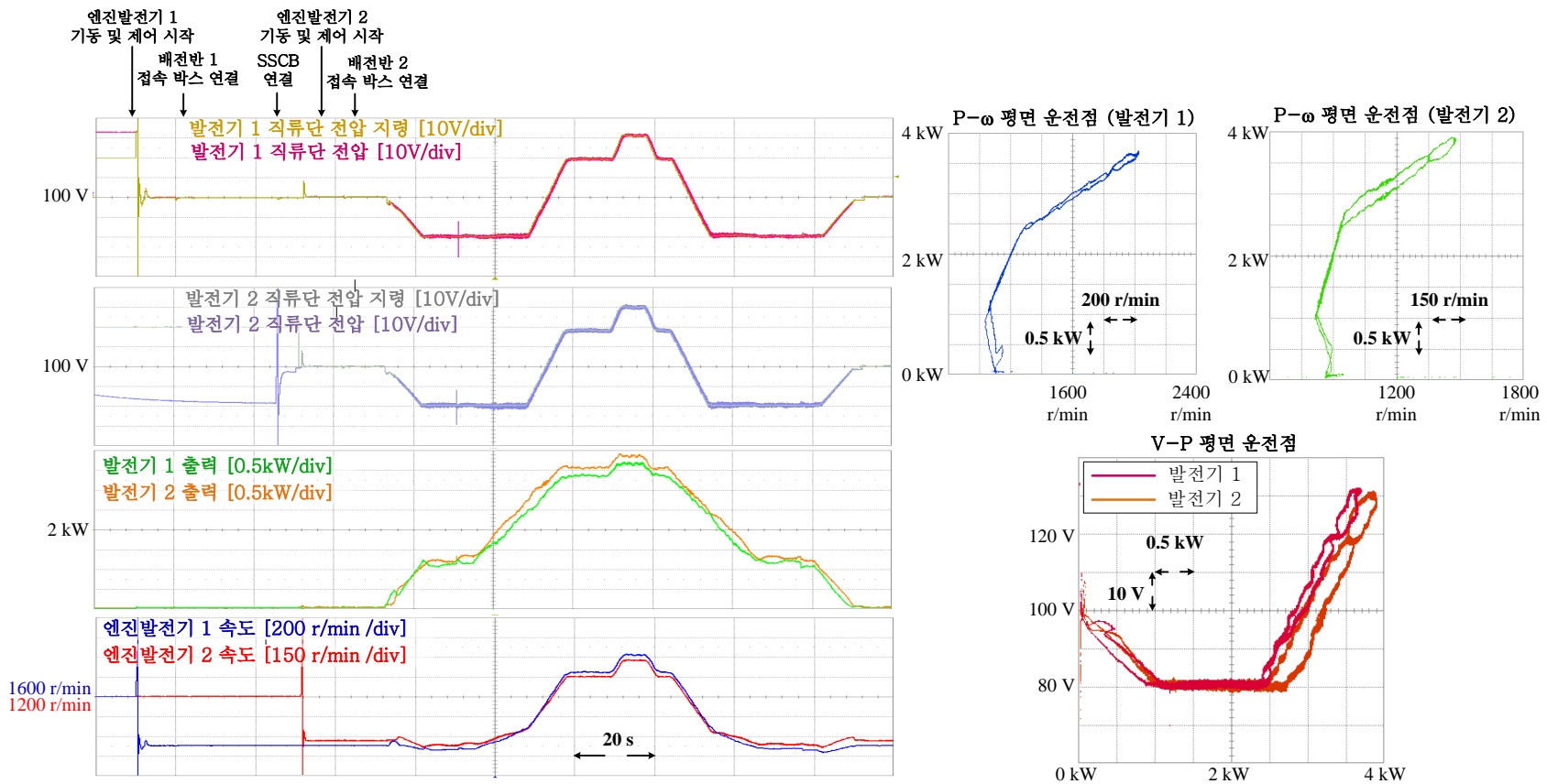


그림 5.14 PMS 운전 시나리오 2 (발전기 병렬 운전) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템

PMS 운전 시나리오 3) open bus-tie → closed bus-tie 전환

Open bus-tie 모드에서 closed bus-tie 모드로 전환하는 PMS 운전 시나리오 3의 실험 결과는 그림 5.15와 같다. 모드 전환 전의 초기 조건으로는 배전반 1의 부하는 약 2 kW, 배전반 2는 무부하인 상황을 상정하였다. 이러한 초기 조건에서 발전기 1은 그림 5.12 (a)의 V-P 테이블에 따라 부하 2 kW에서 80 V로 제어되고 있으며, 발전기 2는 그림 5.12 (b)의 V-P 테이블에 따라 부하 0 kW에서 약 90 V로 제어되고 있다. 모드 전환 시의 PMS 순서도는 그림 3.66에 나타난 바와 같다.

모드 전환 지령이 내려오면 먼저 발전기들의 V-P 테이블이 앞서 언급한 병렬 운전을 위한 V-P 테이블로 변경된다 (그림 5.15에서 ‘1. V-P 테이블 일치화’로 표시). 이에 따라 무부하에서 90 V로 제어되고 있던 배전반 2의 전압이 약 100 V까지 상승하고, 발전기 2의 속도도 함께 증가하는 것을 확인할 수 있다.

다음으로, 양 측 배전반의 전압이 다를 때 SSCB를 연결시키면 과전류에 의해 SSCB가 즉시 차단되므로 SSCB를 연결하기에 앞서 배전반들의 전압을 동기화하여야 한다 (그림 5.15에서 ‘2. 전압 동기화’로 표시). 전압 동기화 과정에서 배전반 1의 직류단 전압이 80 V에서 100 V까지 서서히 증가하며, 이 때 발전기 1의 속도도 함께 증가하는 것을 확인할 수 있다. 그리고 직류단 전압이 동기화된 이후 SSCB를 연결한다 (그림 5.15에서 ‘3. SSCB 연결’로 표시).

SSCB가 연결된 후에도 두 발전기의 부하가 수 초 동안 부하를 불균등하게 분담하고 있는 것을 확인할 수 있는데, 이는 제어기의 V-P 테이블 입력으로 각 발전기의 출력 파워가 사용되고 있기 때문이다. V-P 테이블의 입력을 PMS로부터 송신한 두 발전기의 평균 부하로 설정하면 두 발전기가 부하를 균등하게 분담하게 된다. (그림 5.11에 ‘4. 부하 균등 분담’으로 표시)

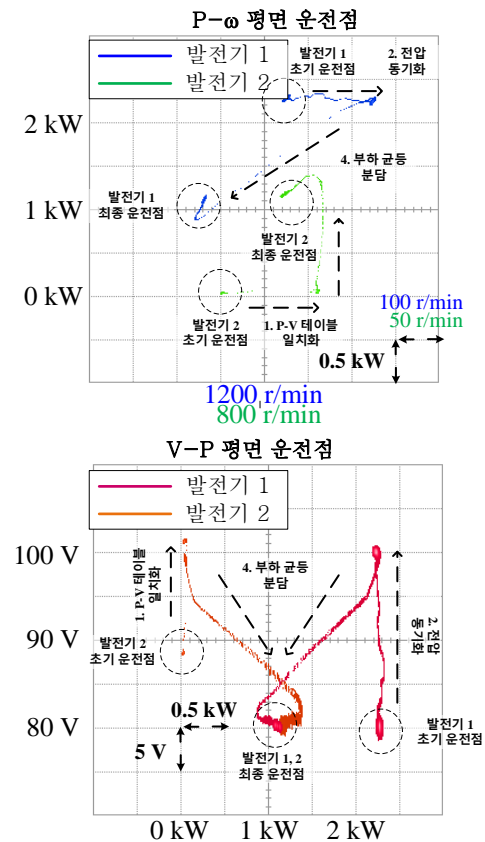
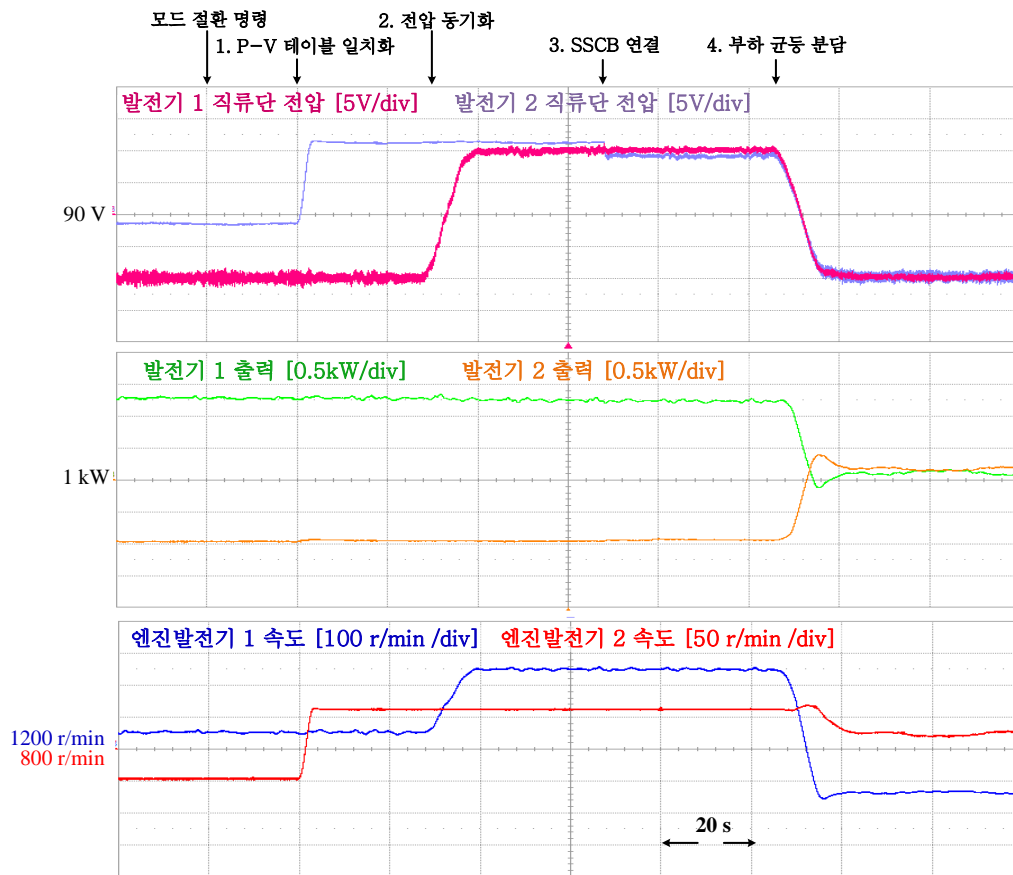


그림 5.15 PMS 운전 시나리오 3 (open bus-tie 모드 → closed bus-tie 모드 전환) 실험 결과 - 직류단 전압 가변 시스템

제 6장 결론 및 향후 과제

6.1 결론

본 논문에서는 최근 활발하게 연구되고 산업계에 적용되고 있는 선박용 DC 배전 시스템에 관한 연구를 진행하였다. 선박용 DC 배전 시스템의 발전부로, 기존에 주로 적용되던 계자권선 발전기와 다이오드 정류기 대신 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 적용하는 방법을 제안하였고, 제안한 방법을 적용하였을 때의 엔진발전기 운전 가능 영역을 분석하였다. 그 결과, 영구자석 발전기의 제정수를 적절하게 설계한다면 직류단 전압의 오차를 $\pm 10\%$ 이내로 제어하는 동시에 엔진을 70%~100%의 가변속 범위에서 최적효율 운전점을 따라 운전할 수 있음을 확인하였다. 뿐만 아니라, 직류단 전압을 대폭 가변하는 방식의 DC 배전 시스템을 제안하였는데, 직류단 전압 변동 범위를 정격 전압의 60%~110%로 설정한 경우 영구자석 발전기의 제정수에 관계 없이 엔진발전기를 50%~100%의 가변속 범위에서 최적효율 운전점을 따라 운전할 수 있었다.

디젤 엔진의 연비 지도를 고려하여 제안한 시스템을 적용하였을 때의 연료 절감율을 계산한 결과 전부하 영역에 걸쳐 연료를 2%~10% 절감할 수 있음을 확인하였다. 또한 DP 선박의 부하 프로파일을 기반으로 5 MW급 엔진발전기 한 대의 연료 사용량을 계산하여 연간 약 70톤~90톤의 연료를 절감할 수 있음을 확인하였다. DP 선박 시스템의 경우 5 MW급 엔진발전기가 평균 2대~3대 동작되는 것을 고려하면 연간 약 200톤의 연료를 절감할 수 있고, 이는 최근 3년 간의 MGO 평균 연료 가격, 625.5 \$/톤, 을 고려하면 12.5만 달러 값어치의 연료량에 해당한다.

또한, 제안하는 시스템의 보호 계전 시스템의 설계, 단락 사고 전류 계산, 부하 사고 시 과전압 방지 대책, 속도 및 전압 제어기 설계, 병렬 운전을 위한 V-P 드롭 제어기 설계, 복전 및 모드 전환 등의 PMS 운전 시나리오 등에 대한 연구를 진행하였다. 마지막으로, 연구 내용들의

타당성을 검증하기 위하여 배전반 두 개로 이루어진 130 V_{DC}, 8 kW 급의 축소 실험 세트를 구성하였으며, 축소 실험 세트에서의 실험으로 본 논문의 분석이 타당함을 입증하였다.

본 논문의 연구 결과들을 조금 더 정리하면 다음과 같다.

(1) 선박용 DC 배전 시스템의 최신 동향 조사

먼저, 2010 년대부터 산업계에 활발하게 적용되고 있는 선박용 DC 배전 시스템에 대한 사전 연구를 진행하였다. DC 배전 시스템의 전압 변동 범위에 대한 표준 문서들을 분석하였는데 공통적으로 ± 10 %의 정상상태 전압 변동을 허용하지만 이를 강제하지는 않으며 의도된 설계라면 이를 넘어서는 전압 변동도 허용한다는 것을 확인하였다. 또한 현재까지 적용되고 있는 선박용 DC 배전 시스템의 일반적인 전력 시스템 구성과 전압 한계 (~ 1 kV), 용량 한계 (~ 20 MW) 등에 대하여 기술하였다. 상대적으로 저렴한 비용으로 구성할 수 있는 선박용 DC 배전 시스템용 3단계 보호 계전 방식에 대하여 기술하였으며, 선박 부하의 특징, 선박 전력 시스템의 PMS 기능에 대하여 기술하였다.

(2) 발전부가 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 구성된 선박용 DC 전력 시스템 제안

본 논문에서는 기존에 사용되던 계자권선 발전기와 다이오드 정류기 대신 영구자석 발전기와 다이오드 정류기로 발전부를 구성하는 선박용 DC 배전 시스템을 제안하였다. 일반적으로는 영구자석 발전기와 다이오드 정류기를 동시에 적용하면 직류단 전압 제어와 엔진 최적효율 운전 제어 중 하나를 포기해야 한다고 생각되지만, 본 논문에서는 표준 문서에서 제시하는 ± 10 %의 정상상태 전압 변동 허용폭 내에서 전압을 제어하는 동시에 엔진의 최적효율 운전 제어 또한 가능함을 이론적인 분석을 통하여 확인하였다.

제안하는 발전부 구성을 적용하면 영구자석으로 인해 발전기 가격은 다소 증가하지만 영구자석 발전기의 장점으로 인하여 시스템의 신뢰성이

증대되고 전력 설비의 무게와 부피가 감소하며 수 MW 급 발전기의 경우 전부하 영역에 걸쳐 연료 효율이 2 % ~ 10 % 개선된다. 본 논문에서는 5 MW급 발전기를 예시로 들어, DP 선박의 운항 프로파일을 고려할 때 엔진 발전기 한 대 당 연간 연료 사용량을 70 톤 ~ 90 톤 절감할 수 있음을 보였다.

(3) 제안한 DC 배전 시스템의 회로 분석

먼저 본 논문에서는 제안한 발전부 구성을 AC 기본과 근사 회로로 단순화하여 분석하였다. 단순화한 회로에서 구한 수식으로 per-unit 인덕턴스, 돌극성, 역기전력 등의 발전기 파라미터가 엔진 발전기의 운전 가능 영역에 미치는 영향을 분석하였다. 특히 다소 복잡한 수식을 통해서라도 다이오드 정류기의 동작을 정확하게 분석하려고 시도한 기존 문헌 [55]에서도 발전기의 돌극성에 대한 고려는 없었는데, 본 논문에서는 영구자석 발전기의 돌극성이 정류된 직류단 전압에 미치는 영향에 대하여 분석하였다. 그 결과, 엔진발전기의 운전 영역은 q축 인덕턴스보다 d축 인덕턴스에 훨씬 민감하게 바뀌는 것을 확인하였다. 따라서 엔진발전기의 운전 영역을 결정하는 주요 파라미터는 d축 인덕턴스이다. 다이오드 정류 부하 시뮬레이션을 통해서도 위 분석의 타당함을 검증하였다. 또한, 엔진발전기의 운전점 (부하의 크기에 따른 엔진 최적 속도 혹은 이에 해당하는 직류단 전압) 은 다이오드 정류 부하 시뮬레이션으로 엔진발전기의 운전 가능 영역을 정확하게 분석한 후 결정하였다.

(4) 제안한 DC 배전 시스템의 보호 계전 설계

본 논문에서는 제안한 DC 배전 시스템의 보호 계전을 3 단계로 구성하는 설계 방식을 제안하였다. 1 단계 보호 계전은 SSCB에 의해서 이루어진다. 단락 사고 발생시, 배전반 간 사고가 전파되지 않도록 SSCB가 수십 μ s 이내에 정상 운전 중인 배전반을 단락 사고가 발생한 배전반으로부터 분리하는 역할을 한다. 2 단계 보호 계전은 반도체

퓨즈에 의해서 이루어진다. 단락 사고가 발생한 배전반 내 설치된 여러 개의 직류단 캐패시터에서 사고 지점으로 전류가 몰려가면서 사고 지점 측의 퓨즈가 1 ms 이내에 용단된다. 3 단계 보호 계전은 조속기의 정지로 이루어진다. 배전반 부스바 혹은 발전기 출력단에서 단락 사고가 발생하면 조속기가 정지된 후 엔진발전기가 정지할 때까지 발전기에 단락 전류가 흐른다. 본 논문에서는 발전기 파라미터, 초기 부하 조건, 속도에 따른 발전기 단락 전류 크기, 전기적 제동 토크를 계산하였다. 엔진의 제동 토크와 단락 사고 전류에 의한 발전기의 제동 토크를 고려하여, 정격 속도에서 운전되던 수 MW급의 대형 엔진발전기가 정지상태에 도달하기까지 약 수 초의 시간이 걸리는 것을 확인하였다. 또한 단락 전류를 고려한 다이오드 정류기의 설계에 대하여 기술하였다.

(5) 제안한 DC 배전 시스템의 제어기 구성

본 논문에서는 제안한 발전부 조합에서 엔진의 속도 제어기와 직류단 전압 제어기를 설계하였다. 병렬 운전 시에 적용될 V-P 드롭 제어를 고려하여 엔진발전기는 기본적으로 전압 제어 모드로 동작하도록 설계하였으며, 전압 제어기의 전압 지령은 부하의 크기에 따라 엔진의 최적 효율 운전이 가능한 값으로 설정하였다.

또한 발전기 단독 운전시의 안정한 운전 영역과 병렬 운전 시의 드롭 제어 안정도에 대하여 분석하였으며, 이를 고려하여 전압 제어기를 구성하고 시뮬레이션으로 설계한 제어기의 동작을 검증하였다. 시뮬레이션 결과, 단독 운전 시에서는 엔진발전기가 미리 설정한 최적효율 운전점을 따라 운전되는 것을 확인하였으며, 병렬 운전 시에는 발전기들이 최적효율 운전점을 따라 운전되는 동시에 부하를 균등하게 분담하는 것을 확인하였다. Open bus-tie 운전 모드, closed bus-tie 운전 모드, 그리고 모드 전환 시의 PMS 순서도를 작성하였으며, 이를 시뮬레이션으로 검증하였다. 추가적으로 부하 계단 탈락 시 발생할 수 있는 과전압을 억제하는 기능을 가진 VPL의 제어에 대하여 논의하였다.

(6) 직류단 전압 가변 방식 제안

4 장에서는 제안한 발전부 조합을 적용하고 더 나아가 직류단 전압을 대폭 가변하는 DC 배전 시스템 설계 방식을 제안하였다. 컨버터의 직류단 전압을 가능한 낮은 값으로 설정하면 스위칭 손실을 최소화할 수 있다는 것은 잘 알려진 사실이다. 높은 신뢰성을 요구하는 DP 선박의 특성상 프로펠러 추진용 컨버터들은 대부분의 운용 시간 동안 경부하에서 운전되도록 설계되며, 부하율이 낮을수록 컨버터를 구동하기 위해 필요한 최소한의 직류단 전압은 낮아진다. 따라서, 선박용 DC 배전 시스템은 스위칭 손실을 줄일 수 있다는 가변 전압 시스템의 장점을 극대화 할 수 있다.

뿐만 아니라, 제안한 발전부 구성에서 직류단 전압을 가변하는 방식을 적용하면 추가적인 장점이 존재한다. 직류단 전압의 오차를 $\pm 10\%$ 이내로 제한할 때에는 영구자석 발전기의 제정수를 적절히 설계하여야 엔진의 준최적효율 운전이 가능하였으며, 엔진의 최대 가변속 범위는 $70\% \sim 100\%$ 수준으로 제한되었다. 하지만 직류단 전압 변동 범위를 정격 전압의 $60\% \sim 110\%$ 로 설정할 경우, 영구자석 발전기의 제정수에 관계 없이 엔진발전기가 최적효율 운전점을 따라 운전될 수 있으며 엔진발전기의 최대 가변속 범위가 $50\% \sim 100\%$ 로 크게 늘어난다.

(7) 축소 실험 세트 구성 및 실험

앞서 기술한 연구 내용의 타당성을 검증하기 위하여 배전반 두 개로 이루어진 130 V_{DC} , 8 kW 급의 축소 실험 세트를 구성하였다. 외부에 추가 인덕턴스를 설치하여 두 발전기의 per-unit 인덕턴스를 각각 40% , 80% 로 조정하였으며, 실험을 통하여 엔진발전기들이 시뮬레이션 결과를 바탕으로 미리 설정해놓은 최적효율 운전점을 따라 운전됨을 확인하였다. 단독 운전 뿐 아니라 병렬 운전 조건에서도 엔진발전기들이 제한된 범위 내에서 직류단 전압과 발전기 속도를 제어하며 부하를 균일하게 분담하는 것을 확인하였다. 또한, VPL (voltage peak limiter) 로 부하 탈락 시 과전압 (overvoltage) 을 억제할 수 있음을 확인하였으며, open bus-tie

모드 운전, closed bus-tie 모드 운전, 모드 절환의 PMS 운전 시나리오들을
축소 실험 세트에서 검증하였다.

6.2 향후 과제

본 연구를 확장하기 위한 향후 연구 과제는 다음과 같다.

- (1) 전체 운전 영역에서의 연비 데이터가 기록된 연비 지도를 구하기 어렵기 때문에, 본 논문에서는 400 kW, 1800 r/min 디젤 엔진 (AD158TI) 의 연비를 실측하여 얻은 연비 지도를 스케일링 하여 MW 급 엔진발전기 시뮬레이션 모델과 축소 실험 모델에 적용하였다. 디젤 엔진의 연비 지도 형태는 용량과 속도에 관계없이 비슷하게 나타난다고 하나, 디젤 엔진의 연비 지도와 속도 제한 범위 조건이 다를 때 제안한 시스템으로 엔진을 최적효율 운전하려면 발전기의 제정수가 어떤 값으로 설계되어야 하는지에 대한 연구가 필요하다. 또한 최근 선박에 많이 적용되고 있는 DF (Dual-Fuel) 엔진 혹은 고속 가스터빈 엔진이 적용 되었을 경우에 대한 연구도 필요하다.
- (2) 본 논문에서는 제안한 선박용 DC 배전 시스템에서 배터리 에너지 저장 장치를 적용하면 과전압을 방지하는 기능을 수행할 수 있다는 점을 언급하였다. 하지만 배터리는 더욱 다양한 기능으로 활용될 수 있다. 특별히 제안한 시스템은 발전기 파라미터에 따라 특정 부하율에서는 엔진의 최적효율 운전이 불가능 할 수도 있는데, 배터리를 충방전하여 부하율을 조정하면 전체 부하율 범위에서 엔진이 항상 최적효율 운전 될수 있도록 제어할 수 있다. 이 때 배터리 충방전 효율을 고려하여 연료 소모량의 이득과 손해를 따져보아야 한다. 제안한 시스템에 배터리를 탑재할 때 구현할 수 있는 기능들과 그에 따른 장단점을 분석하는 추가 연구가 필요하다.
- (3) 아직까지 선박용 DC 배전 시스템은 ~ 1000 V, ~ 20 MW 의 전력 시스템에 적용되고 있으며, 본 논문에서도 같은 조건을 고려하여 LVDC 용 전력 시스템을 구성하고 시뮬레이션을 수행하였다. 하지만

발전 용량이 수십 MW 에 달하는 시추선 (drillship), LNG 선 등에 DC 배전 시스템이 적용되기 위해서는 MVDC 전력 시스템이 필수적으로 연구되어야 한다.

(4) 다상 영구자석 발전기를 적용하거나 다이오드 정류기를 병렬 혹은 직렬로 연결하는 등의 다양한 응용 회로를 고려해 볼 수 있다. 또한 계자권선 발전기와 다르게 영구자석 발전기는 극수를 상대적으로 쉽게 늘릴 수 있는데, 극수를 높이면 기본파 주파수를 높이고 직류단의 6 고조파 전류 리플 혹은 병렬 운전 시의 전류 리플 등을 줄일 수 있다는 장점이 있을 것으로 예상된다. 이런 점들을 고려한 영구자석 발전기의 최적 설계에 관한 추가적인 연구와 검증이 필요하다.

(5) 본 논문에서는 조속기가 시간 지연 없이 PI 제어기의 출력만큼 토크를 출력한다고 가정하고 엔진발전기의 속도/전압 제어기를 설계하였다. 비록 설계한 제어기의 제어 대역폭을 실제 엔진 속도 제어기의 대역폭과 비슷한 값으로 설정하였다고는 하나, 실제 엔진발전기의 플랜트에는 약 수십 ms 에 달하는 시간 지연 뿐 아니라 연료 폭발에 따른 토크 리플도 존재한다. 따라서 실제 엔진 발전기에서의 실험을 통해 제어기 이득을 설정하고 제안한 시스템을 검증할 필요가 있다.

(6) 본 논문의 연구 범위는 선박용 DC 시스템에 해당하는데, 이를 보다 일반적인 DC 시스템에 확장하기 위한 추가적인 분석이 필요하다. 본 논문에서 제안한 제어기 설계와 전력 시스템 운용 방식은 선박용 전력 시스템의 특징에 기반하여 제한된 부하 변화율, (중복성을 갖추어) 신뢰성 있는 통신/전력 시스템을 가정하여 이루어졌다. 예를

들어 드롭 방식에 기반한 병렬 운전 제어 시에도 PMS 와의 통신으로 평균 부하 정보가 있어야 두 발전기가 설계한 최적효율 운전점에서 운전될 수 있다. 신뢰성 있는 통신이 갖추어지지 않거나 빠른 부하 변화율을 가질 수 있는 DC 시스템에서는, 제안한 발전부 구성의 한계와 이를 보완하기 위한 에너지 저장 장치의 적용에 대한 연구가 필요하다.

참고 문헌

- [1] T. Ericson, N. Hingorani, and Y. Khersonsky, "Power electronics and future marine electrical systems," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 42, no. 1, pp. 155–163, 2006.
- [2] F. Blaabjerg and K. Ma, "Future on power electronics for wind turbine systems," *IEEE J. Emerg. Sel. Top. Power Electron.*, vol. 1, no. 3, pp. 139–152, 2013, doi: 10.1109/JESTPE.2013.2275978.
- [3] J. Crook, "Voyage of discoveries," *IEE Power Eng.*, July, pp. 18–23, 2005.
- [4] T. Dalton, C. D. Mako, and N. H. Doerry, "LHD 8: A Step Toward the All Electric Warship," *Naval Engineers Journal*, pp 74-75, summer, 2002.
- [5] J. D. Schuddebeurs, P. J. Norman, C. D. Booth, G. M. Burt, and J. R. McDonald, "Emerging Research Issues Regarding Integrated-Full-Electric-Propulsion," *Universities Power Engineering Conference, 2006. UPEC '06. Proceedings of the 41st International*, vol.2, no., pp.669-673, 6-8 Sept. 2006.
- [6] T. I. McCoy and I. V. Amy, "The state-of-the-art of integrated electric power and propulsion systems and technologies on ships," *Proc. IEEE Electric Ship Technologies Symposium, 2009*, pp. 340-344.
- [7] S. Kouro, M. Malinowski, K. Gopakumar, J. Pou, L. G. Franquelo, B. Wu, J. Rodriguez, M. A. Pérez, and J. I. Leon, "Integrated Full Electric Propulsion," *IEEE Transaction in Industrial Electronics*, Vol. 57, No. 8, pp. 2553-2580, 2010.
- [8] Y. Son, S. Lee and S. Sul, "DC Power System for Fishing Boat," *2018 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES)*, Chennai, India, 2018, pp. 1-6.
- [9] MAN Diesel & Turbo, *Basic Principles of Ship Propulsion*, Dec. 2011.
- [10] S.Y. Kim, S. K. Sul, "Integrated Power System of High Speed Destroyer for Increased Fuel-efficiency and Power-reliability," *ASNE Electric Machine Technologies Symposium*, Philadelphia, PA, May 23-24, 2012.
- [11] E. Sarris, *Naval ship propulsion and electric power systems selection for optimal fuel consumption*. Naval Engineer and Master of Science in Engineering and Management, Massachusetts Institute of Technology, 2011.
- [12] N. H. Doerry, "Sizing Power Generation and Fuel Capacity of the All-Electric Warship," *in Electric Ship Technologies Symposium, IEEE 2007*, pp. 1-6.
- [13] Wartsila, "Wartsila 46DF Product Guide," 2019, pp 17-21.
- [14] MAN Diesel & Turbo, *Low Load Operation*, SL11-544/MTS, Jun. 2011.
- [15] D. Radan, T. A. Johansen, A. J. Sørensen, and A. K. Ådnanes, "Optimization of Load Dependent Start Tables in Marine Power Management Systems with Blackout Prevention," *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*, Issue 12, Vol 4, Dec. 2005.
- [16] W. Wu, D. Wang, A. Arapostathis, and K. Davey, "Optimal Power Generation Scheduling of a Shipboard Power System," *IEEE Electric Ship Technologies Symposium*, Arlington, VA, pp. 519-522, May 2007.
- [17] I. Z. Roozbeh and M. Blanke, "A ship propulsion system as a benchmark for fault-tolerant control", *Control Engineering Practice* 7, pp. 227-239, 1999.

- [18] J.W. Hur, H. Lee, B.J. Chang, "Propeller Loads of Large Commercial Vessels at Crash Stop," *Second International Symposium on Marine Propulsors (SMP11)*, June 2011.
- [19] B. Longepe, "BPC Programme – The French Experience," *All Electric Ship 2005*, Oct. 2005.
- [20] J. F. Hansen and F. Wendt, "History and State of the Art in Commercial Electric Ship Propulsion, Integrated Power Systems, and Future Trends," *Proc. IEEE*, vol. 103, no. 12, pp. 2229–2242, 2015.
- [21] D. Dujic, "MVDC Power Distribution Networks and Technologies for Marine Applications," in *ECPE Workshop - Aachen*, 2018, pp. 1–28.
- [22] T. McCoy, J. Zgliczynski, N. W. Johnson, F. A. Puhn, and T. W. Martin, "Hybrid Electric Drive for DDG-51 Class Destroyers," *Naval Engineers Journal*, pp. 83-91, 2007.
- [23] B. Grinstead and M. Thielbar, "Closed loop control for fuel optimization in support of a shipboard hybrid electric drive system," *ASNE Intelligent Ships Symposium*, Philadelphia, PA, May 22-29, 2013.
- [24] IMCA(International Marine Contractors Association), *A Guide to DP Electrical Power and Control Systems*, Nov. 2010, ch. 4.
- [25] A. K. Ådnanes, *Maritime Electrical Installations and Diesel Electric Propulsion*, Textbook, ABB Marine AS, Oslo, Norway, 2003.
- [26] N. H. Doerry, "Zonal Ship Design," *Naval Engineers Journal*, vol. 118, No. 1, pp. 39-53, Winter 2006.
- [27] N. H. Doerry, and H. Fireman, "Designing all electric ships," *Presented at IMDC 2006*, May 16–19, 2006.
- [28] M. E. Shiffler, "Development of a zonal architecture fire main system for combatant ships," *Naval Engineers Journal*, Vol. 105, No. 3, May 1993.
- [29] IEEE STD 45, *IEEE Recommended Practice for Electrical Installations on Shipboard*, Ch.4,
- [30] H. K. Woud, and D. Stapersma, *Design of Propulsion and Electric Power Generation System*, IMarEst, 2002, ch. 5.
- [31] N. Doerry and J. Amy, "Electric ship power and energy system architectures," 2017 IEEE Electr. Sh. Technol. Symp. ESTS 2017, pp. 1–64, 2017.
- [32] Ø. Alnes, S. Eriksen, and B.-J. Vartdal, "Battery-Powered Ships," *IEEE Electr. Mag.*, vol. 5, no. 3, pp. 10–21, 2017.
- [33] S.-Y. Kim, S. Choe, S. Ko, and S. Sul, "Power System with a Battery Energy Storage System," *Electrif. Mag. IEEE*, vol. 3, no. 2, pp. 23–33, 2015.
- [34] Y. Gong, Y. Huang, and N. N. Schulz, "Integrated protection system design for shipboard power system," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 6, pp. 1930 – 1936, 2005.
- [35] Qunying Shen, B. Ramachandran, S. K. Srivastava, M. Andrus, D. A. Cartes, "Power and Energy Management in Integrated Power System," *Electric Ship Technologies Symposium (ESTS), 2011 IEEE*, vol., no., pp.414,419, 10-13 April 2011.
- [36] K. J. G. Street, and N. S. Smith, "Electric power and propulsion – the new building LPDs for the Royal Navy, " *All electric ship: developing benefits for maritime*

- applications Conf., TRANSACTIONS- INSTITUTE OF MARINE ENGINEERS*, pp. 21 - 28, 1998.
- [37] KIM, Kyunghwa, et al. DC-grid system for ships: a study of benefits and technical considerations. *Journal of International Maritime Safety, Environmental Affairs, and Shipping*, 2018, 2.1: 1-12
- [38] “Edda Ferd,” Accessed on: May. 21, 2020. [Online]. Available: <https://ostensjo.no/fleet/eddaferd/>
- [39] ABB, “Dina Star, First delivery of Onboard DC Grid to Dina Star” May. 10, 2020. Accessed on: May. 21, 2020. [Online]. Available: <https://new.abb.com/marine/marine-references/dina-star>
- [40] NKT, “NKT Victoria - Next generation cable-Laying Vessel”, general specifications, 2017.
- [41] M. M. Islam, *VFD Challenges for Shipboard Electrical Power System Design*. Wiley-IEEE Press, 2020.
- [42] ABB, “Energy efficiency Guide,” *Energy efficiency Guide*. 2013.
- [43] L. Xu and D. Chen, “Control and operation of a DC microgrid with variable generation and energy storage,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 26, no. 4, pp. 2513–2522, 2011.
- [44] G. Sulligoi and A. Tassarolo, “Design and development of a medium-voltage dc generation system,” *IEEE Ind. Appl. Mag.*, vol. 19, no. 19, pp. 47–55, 2013.
- [45] G. F. Reed, B. M. Grainger, A. R. Sparacino, and Z. H. Mao, “Ship to grid: Medium-voltage dc concepts in theory and practice,” *IEEE Power Energy Mag.*, vol. 10, no. 6, pp. 70–79, 2012.
- [46] Kanellos, Fotis D., George J. Tsekouras, and John Prousalidis. "Onboard DC grid employing smart grid technology: challenges, state of the art and future prospects." *IET Electrical Systems in Transportation* 5.1 (2014): 1-11.
- [47] Hansen, Jan Fredrik, et al. "Onboard DC Grid for enhanced DP operation in ships." *Dynamic Positioning Conference, Houston*. 2011.
- [48] Hansen, Jan Fredrik, et al. "Increased operational performance of OSVs by Onboard DC Grid." *4th International Conference on Technology and Operation of Offshore Support Vessels*. 2011.
- [49] S. O. Settemsdal, “DC Power Grids - SOGO BlueDrive PlusC - Enhanced safety in power plant solutions proven by testing,” *Proc. Work. DC Grids Aachen*, pp. 1–19, 2018.
- [50] S. O. Settemsdal, E. Haugan, K. Aagesen, and B. Zahedi, “New Enhanced Safety Power Plant Solution for DP Vessels Operated in Closed Ring configuration,” in *Dynamic Positioning Conference: Marine Technology Society*, 2014, p. Power/ Thruster Session.
- [51] P. Cairolì and R. A. Dougal, "New Horizons in DC Shipboard Power Systems: New fault protection strategies are essential to the adoption of dc power systems.," in *IEEE Electrification Magazine*, vol. 1, no. 2, pp. 38-45, Dec. 2013, doi: 10.1109/MELE.2013.2291431.
- [52] Anaya-Lara, Olimpo, et al. *Offshore Wind Energy Technology*. Wiley, 2018.

- [53] J. Wang, D. Xu, B. Wu, and Z. Luo, "A low-cost rectifier topology for variable-speed high-power PMSG wind turbines," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 26, no. 8, pp. 2192–2200, 2011.
- [54] N. Odedele, C. Olmi and J. Charpentier, "Power extraction strategy of a robust kW range marine tidal turbine based on permanent magnet synchronous generators and passive rectifiers," *3rd Renewable Power Generation Conference (RPG 2014)*, Naples, 2014, pp. 1-6.
- [55] A. Di Gerlando, G. M. Foglia, M. F. Iacchetti, and R. Perini, "Comprehensive steady-state analytical model of a three-phase diode rectifier connected to a constant DC voltage source," *IET Power Electron.*, vol. 6, no. 9, pp. 1927–1938, 2013.
- [56] A. Di Gerlando, G. Foglia, M. F. Iacchetti, and R. Perini, "Analysis and test of diode rectifier solutions in grid-connected wind energy conversion systems employing modular permanent-magnet synchronous generators," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 5, pp. 2135–2146, 2012.
- [57] M. F. Iacchetti, G. M. Foglia, A. Di Gerlando, and A. J. Forsyth, "Analytical Evaluation of Surface-Mounted PMSG Performances Connected to a Diode Rectifier," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 30, no. 4, pp. 1367–1375, 2015.
- [58] M. E. Haque, M. Negnevitsky, and K. M. Muttaqi, "A novel control strategy for a variable-speed wind turbine with a permanent-magnet synchronous generator," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 46, no. 1, pp. 331–339, 2010.
- [59] K. Tan and S. Islam, "Optimum control strategies in energy conversion of PMSG wind turbine system without mechanical sensors," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 19, no. 2, pp. 392–399, 2004.
- [60] C. Xia, C. Xia, Q. Geng, T. Shi, Z. Song, and X. Gu, "Input–Output Feedback Linearization and Speed Control of a Surface Permanent-Magnet Synchronous Wind Generator with the Boost-Chopper Converter," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 9, pp. 3489–3500, 2012.
- [61] International Maritime Organization MSC/Circ.645 Guidelines for Vessels with Dynamic Positioning (DP) Systems 1994
- [62] International Maritime Organization MSC 90/25/17 Proposed Amendments to the Guidelines for Vessels with Dynamic Positioning (DP) Systems (MSC/Circ.645) 2012
- [63] DNV GL, "DNVGL-RP-E306—Dynamic positioning vessel design philosophy guidelines," 2015.
- [64] ABS, "Guide for dynamic positioning systems," 2013.
- [65] KONGSBERG, "DP Systems and Equipment classes," 2017.
- [66] International Maritime Organization, "Sulphur oxides (SOx) and Particulate Matter (PM) – Regulation 14," 2020. [Online] Available: [http://www.imo.org/en/OurWork/Environment/PollutionPrevention/AirPollution/Pages/Sulphur-oxides-\(SOx\)-%E2%80%93Regulation-14.aspx](http://www.imo.org/en/OurWork/Environment/PollutionPrevention/AirPollution/Pages/Sulphur-oxides-(SOx)-%E2%80%93Regulation-14.aspx)
- [67] Y. Son, S. Lee, S. Ko, Y. Kim and S. Sul, "Maritime DC Power System with Generation Topology Consisting of Combination of Permanent Magnet Generator and Diode Rectifier," in *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, doi: 10.1109/TTE.2020.2992474.

- [68] Information Technology Industry Council (ITI). (2000). ITI (CBEMA) Application Note.
- [69] IEEE, "IEEE Std. 1709—IEEE Recommended Practice for 1-35 kV Medium-Voltage DC Power Systems on Ships," 2010.
- [70] DNV GL, "Rules for classification ships: Part 4 —systems and components— Chapter 8 electrical installations," 2018.
- [71] ABS, "Guide for direct current (DC) power distribution systems for marine and offshore applications," 2018.
- [72] ISO, "ISO 16315:2016(E) —Small craft-Electric propulsion system," 2010.
- [73] P. Ghimire, D. Park, M. K. Zadeh, J. Thorstensen, and E. Pedersen, "Shipboard Electric Power Conversion: System Architecture, Applications, Control, and Challenges [Technology Leaders]," *IEEE Electrif. Mag.*, vol. 7, no. 4, pp. 6–20, 2019.
- [74] 최세화, "DC 계통에 기반한 전기 추진선의 과도 부하 응답 개선을 위한 제어기 설계," 서울대학교 박사 학위 논문, 2018.
- [75] 이승환, "전기식 조속기를 이용한 디젤 엔진 발전기의 효율 개선을 위한 속도제어기 설계," 서울대학교 석사 학위 논문, 2008.
- [76] D.J. McGowan, D.J. Morrow, and Brendan Fox, "Integrated Governor Control for a Diesel-Generating Set," *IEEE Trans. On Energy Conversion*, vol. 21, pp. 476-483, 2006.
- [77] John B. Heywood. Internal Combustion Engine Fundamentals, McGraw Hill, 1988.
- [78] Cummins Generator Technologies, "Application Guidance Notes 018: Regenerative Loads & Reverse Power," [Online] Available: <https://www.stamford-avk.com/downloads/agn>
- [79] Jankovic, Mrdjan, and Ilya Kolmanovsky. "Developments in control of time-delay systems for automotive powertrain applications." *Delay Differential Equations*. Springer, Boston, MA, 2009. 55-92.
- [80] Wang, Runzhi, et al. "Speed control for a marine diesel engine based on the combined linear-nonlinear active disturbance rejection control." *Mathematical Problems in Engineering* 2018 (2018).
- [81] B. A. Kumar, R. Selvaraj, T. R. Chelliah and U. S. Ramesh, "Improved Fuel-Use Efficiency in Diesel-Electric Tugboats With an Asynchronous Power Generating Unit," in *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 5, no. 2, pp. 565-578, June 2019, doi: 10.1109/TTE.2019.2906587.
- [82] 김영철. "디젤발전 시스템 모델링을 통한 조속기 설계에 관한 연구." *한국에너지학회 학술발표회* (2019): 298-298.
- [83] 김필재, et al. "전기유압식 조속기를 가진 디젤기관의 속도제어에 관한 연구." *대한전기학회 학술대회 논문집* (1998): 706-708.
- [84] Kim, So-Yeon, Byung-Geuk Cho, and Seung-Ki Sul. "Consideration of active-front-end rectifier for electric propulsion navy ship." *2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. IEEE, 2013.
- [85] Y. Son, S. Lee and S. Sul, "DC Power System for Fishing Boat," 2018 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES), Chennai, India, 2018, pp. 1-6, doi: 10.1109/PEDES.2018.8707631.

- [86] K. Satpathi, A. Ukil, J. Pou and M. A. Zagrodnik, "Design, Analysis, and Comparison of Automatic Flux Regulator With Automatic Voltage Regulator-Based Generation System for DC Marine Vessels," in *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 4, no. 3, pp. 694-706, Sept. 2018, doi: 10.1109/TTE.2018.2826439.
- [87] Jadric, Ivan. *Modeling and control of a synchronous generator with electronic load*. Diss. Virginia Tech, 1998.
- [88] Caterpillar, "Power Systems/Electric Power/Diesel Generator Sets," CM32C V-TYPE GENERATOR SET datasheet, Accessed on: May. 19, 2020. [Online] Available: https://www.cat.com/en_US/products/new/power-systems/electric-power/diesel-generator-sets/3074593387655426.html
- [89] KONGSBERG, "Functional Design Document K-Chief 600 Power Management System".
- [90] L. Qi, A. Antoniazzi and L. Raciti, "DC Distribution Fault Analysis, Protection Solutions, and Example Implementations," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 54, no. 4, pp. 3179-3186, July-Aug. 2018, doi: 10.1109/TIA.2018.2825437.
- [91] S. Kim, S. Kim and D. Dujic, "Extending Protection Selectivity in DC Shipboard Power Systems by Means of Additional Bus Capacitance," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 67, no. 5, pp. 3673-3683, May 2020, doi: 10.1109/TIE.2019.2916371.
- [92] Lindtjorn, John. "DC-power system with system protection capabilities." U.S. Patent No. 9,735,573. 15 Aug. 2017.
- [93] Reddy, Namireddy Praveen, et al. "Zero-Emission Autonomous Ferries for Urban Water Transport: Cheaper, Cleaner Alternative to Bridges and Manned Vessels." *IEEE Electrification Magazine* 7.4 (2019): 32-45.
- [94] Vacon, "Future of the Fjores meets 2026 emission targets, today," 2019.
- [95] CSIS, "The Technical Progress and Pilot Projects on Electric/Hybrid Powered Vessels," 2019.
- [96] Miyazaki, Michel R., Asgeir J. Sørensen, and Bjørn J. Vartdal. "Reduction of fuel consumption on hybrid marine power plants by strategic loading with energy storage devices." *IEEE Power and Energy Technology Systems Journal* 3.4 (2016): 207-217.
- [97] THE SWITCH, "Permanent magnet shaft generators: creating new savings for the maritime industry," 2018. Accessed on: May. 21, 2020. [Online] Available: <https://theswitch.com/marine/permanent-magnet-shaft-generators/>
- [98] GE Industrial Solutions, "Application Guide: LV 7000 Drives," 2015.
- [99] Kåre, Alf, et al. "Onboard DC Grid—One Year in Operation. ABB Asea Brown Boven, Ltd., 2018." (2018). Accessed on: May. 21, 2020. [Online] Available: <https://new.abb.com/marine/generations/technology/onboard-dc-grid---one-year-in-operation>
- [100] Ø. Alnes, S. Eriksen, and B.-J. Vartdal, "Battery-Powered Ships," *IEEE Electrification Mag.*, vol. 5, no. 3, pp. 10–21, 2017.
- [101] Majumder, R. "Feasibility and challenges in microgrids for marine vessels." *PHD Thesis* (2016).
- [102] Lasselle, S., L. O. Valøen, and B. Gundersen. "Life cycle analysis of batteries in maritime sector." *Maritime Battery Forum*, 2016.

- [103] "Average Price of Marine Gas Oil at Global 20 Ports," May. 10, 2020. Accessed on: May. 10, 2020. [Online]. Available: <https://shipandbunker.com/prices/av/global/av-g20-global-20-ports-average#MGO>
- [104] Cummins Generator Technologies, "Application Guidance Notes 183: Rotor Inertia," [Online] Available: <https://www.stamford-avk.com/downloads/agn>
- [105] Infineon, "Products/ Power/Diodes&Thyristors/Thyristor/Diode Modules," DZ1070N18K datasheet, Accessed on: May. 21, 2020. [Online] Available: <https://www.infineon.com/cms/en/product/power/diodes-thyristors/thyristor-diode-modules/dz1070n18k/>
- [106] Caterpillar, "Diesel Generator Set STANDBY 2860 ekW 3575 kVA 50 Hz 1000 rpm," GENERATOR SET datasheet.
- [107] GINO AG, "Resistor Unit 3PR3..., " datasheet, 2015.
- [108] Farasat, Mehdi, Amirsaman Arabali, and Andrzej M. Trzynadlowski. "Flexible-voltage DC-bus operation for reduction of switching losses in all-electric ship power systems." *IEEE Transactions on Power Electronics* 29.11 (2014): 6151-6161.
- [109] Bierhoff, Michael H., and Friedrich W. Fuchs. "Semiconductor losses in voltage source and current source IGBT converters based on analytical derivation." *2004 IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference (IEEE Cat. No. 04CH37551)*. Vol. 4. IEEE, 2004.
- [110] Blaabjerg, Frede, et al. "An extended model of power losses in hard-switched IGBT-inverters." *IAS'96. Conference Record of the 1996 IEEE Industry Applications Conference Thirty-First IAS Annual Meeting*. Vol. 3. IEEE, 1996.
- [111] Xiros, Nikolaos. *Robust control of diesel ship propulsion*. Springer Science & Business Media, 2012.

Abstract

DC grid is emerging as a new electric power distribution concept for several types of vessels due to its higher fuel efficiency compared to the conventional AC grid. Until today, wound rotor generator (WRG) and diode rectifier (DFE) have been applied to the generation part of the onboard DC grid, and this conventional configuration has an advantage of low installation cost. In this dissertation, it was proposed to apply permanent magnet generator (PMG) and DFE instead of the conventional configuration. The advantage of the proposed system is that it is more efficient and reliable than the conventional system.

The main reason why the proposed system has not been studied in detail before despite the advantages of the PMG is that it was considered the optimal-efficient operation of the engine, which is the main advantage of the DC distribution system, must be sacrificed in order to control the DC voltage in the proposed system. In this dissertation, considering that most standard documents regarding the DC distribution system allow $\pm 10\%$ tolerance for the steady-state voltage, it has been shown that the engine can be operated along the OOL in most load conditions even with the proposed system. Then, it has been shown that by applying the proposed system the fuel consumption is reduced by about 70 ~ 90 tons per year, which is the same to 45,000 to 65,000 dollars per year in terms of cost, for a 5 MW class genset.

In this dissertation, the proposed system is approximated to an AC circuit to analyze the effect of the generator parameter, such as back EMF and inductance, on the operational area of the genset. And, the validity of the theoretical analysis was verified through computer simulation and small-scaled experimental test. In addition, the protection method of the proposed system was proposed and verified through computer simulation. Also, the voltage peak limiter (VPL) circuit for suppressing overvoltage, parallel operation control based on the V-P droop method, PMS functions such as switchboard synchronization was discussed and verified by computer simulation and small-scaled experimental tests.

Furthermore, it was proposed that the DC power system be designed to allow the DC voltage deviation by several tens of percent while adopting the proposed combination for the generation part (PMG and DFE). Then, it was shown that during most of the operation time, not only the efficiency of the load converter was increased, but also the efficiency of the genset was even more improved since the proposed design resulted in the wider operational speed range of the genset.

Keywords: DC grid, all-electric ship, permanent magnet generator, diode rectifier, engine variable speed operation

Student Number: 2014-21639